Propriétés mécaniques des composantes des filières maricoles du Québec

M. Gagnon et P. Bergeron

Direction des sciences halieutiques et aquaculture
Pêches et Océans Canada
Institut Maurice-Lamontagne
850, route de la mer, C.P. 1000
Mont-Joli, Québec
Canada, G5H 3Z4

2011

Rapport technique canadien des sciences halieutiques et aquatiques 2926

Pêches et Océans Canada | Fisheries and Oceans Canada

Canada

Rapport technique canadien des sciences halieutiques et aquatiques

Les rapports techniques contiennent des renseignements scientifiques et techniques qui constituent une contribution aux connaissances actuelles, mais qui ne sont pas normalement appropriés pour la publication dans un journal scientifique. Les rapports techniques sont destinés essentiellement à un public international et ils sont distribués à cet échelon. Il n'y a aucune restriction quant au sujet; de fait, la série reflète la vaste gamme des intérêts et des politiques de Pêches et Océans Canada, c'est-à-dire les sciences halieutiques et aquatiques.

Les rapports techniques peuvent être cités comme des publications à part entière. Le titre exact figure au-dessus du résumé de chaque rapport. Les rapports techniques sont résumés dans la base de données *Résumés des sciences aquatiques et halieutiques.*

Les rapports techniques sont produits à l'échelon régional, mais numérotés à l'échelon national. Les demandes de rapports seront satisfaites par l'établissement auteur dont le nom figure sur la couverture et la page du titre.

Les numéros 1 à 456 de cette série ont été publiés à titre de Rapports techniques de l'Office des recherches sur les pêcheries du Canada. Les numéros 457 à 714 sont parus à titre de Rapports techniques de la Direction générale de la recherche et du développement, Service des pêches et de la mer, ministère de l'Environnement. Les numéros 715 à 924 ont été publiés à titre de Rapports techniques du Service des pêches et de la mer, ministère des Pêches et de l'Environnement. Le nom actuel de la série a été établi lors de la parution du numéro 925.

Canadian Technical Report of Fisheries and Aquatic Sciences

Technical reports contain scientific and technical information that contributes to existing knowledge but which is not normally appropriate for primary literature. Technical reports are directed primarily toward a worldwide audience and have an international distribution. No restriction is placed on subject matter and the series reflects the broad interests and policies of Fisheries and Oceans Canada, namely, fisheries and aquatic sciences.

Technical reports may be cited as full publications. The correct citation appears above the abstract of each report. Each report is abstracted in the data base *Aquatic Sciences and Fisheries Abstracts.*

Technical reports are produced regionally but are numbered nationally. Requests for individual reports will be filled by the issuing establishment listed on the front cover and title page.

Numbers 1-456 in this series were issued as Technical Reports of the Fisheries Research Board of Canada. Numbers 457-714 were issued as Department of the Environment, Fisheries and Marine Service, Research and Development Directorate Technical Reports. Numbers 715-924 were issued as Department of Fisheries and Environment, Fisheries and Marine Service Technical Reports. The current series name was changed with report number 925.

Rapport technique canadien
des sciences halieutiques et aquatiques 2926

2011

Propriétés mécaniques des composantes des filières maricoles du Québec

Marc Gagnon[1] et Pierre Bergeron[1]

Direction des sciences halieutiques et aquaculture
Pêches et Océans Canada
Institut Maurice-Lamontagne
850, route de la mer, C.P. 1000
Mont-Joli (Québec)
Canada, G5H 3Z4

INSTITUT MAURICE-LAMONTAGNE
BIBLIOTHÈQUE
C.P. 1000 MONT-JOLI
21 JUIN 2011
PÊCHES ET OCÉANS CANADA

[1] Biorex inc., 295 chemin Sainte-Foy, Québec (Québec), Canada G1R 1T5
mgagnon@biorex.com; pbergeron@biorex.com

©Sa Majesté la Reine du Chef du Canada, 2011
N° de cat. Fs 97-6/2926F ISSN 0706-6570

Une version électronique de ce document est disponible au:
http://www.dfo-mpo.gc.ca/libraries-bibliotheques/reports-rapports-fra.htm

On devra citer la publication comme suit :

Gagnon, M. et P. Bergeron. 2011. Propriétés mécaniques des composantes des filières maricoles du Québec. Rapp. tech. can. sci. halieut. aquat. 2926 : vii + 81 p.

TABLE DES MATIÈRES

LISTE DES TABLEAUX V

LISTE DES FIGURES VI

RÉSUMÉ VII

ABSTRACT VII

1. INTRODUCTION 1

2. MÉTHODOLOGIE 2
- 2.1. Mesures et essais sur le terrain 2
  - 2.1.1. Caractérisation des filières 2
  - 2.1.2. Essais de traînée sur les composantes des filières 3
  - 2.1.3. Essais de traction sur des ancrages 3
- 2.2. Mesures et analyses en laboratoire 3
  - 2.2.1. Usure des amarres 3
  - 2.2.2. Résistance à la rupture des cordages 3
- 2.3. Revue de littérature 3

3. TERMINOLOGIE 4
- 3.1. Types de filière 4
- 3.2. Composantes des filières 7
  - 3.2.1. Ancrage 7
  - 3.2.2. Ligne d'amarrage (amarre) 9
  - 3.2.3. Ligne maîtresse (et amortisseur) 9
  - 3.2.4. Bouée (flotte, flotteur) 9
  - 3.2.5. Jambe 10
  - 3.2.6. Support d'élevage 10
  - 3.2.7. Algues marines cultivées 13

4. DIMENSIONS, POIDS ET FLOTTABILITÉ DES COMPOSANTES 13
- 4.1. Considérations théoriques 13
  - 4.1.1. Diamètre des sphères et cylindres rugueux 13
  - 4.1.2. Volume et volume apparent 14
  - 4.1.3. Masse et poids 14
  - 4.1.4. Masse volumique et masse volumique apparente 14
  - 4.1.5. Poids immergé et flottabilité 14
- 4.2. Corps-mort et pesée de béton 15
  - 4.2.1. Bloc de béton 15
  - 4.2.2. Bloc de granite 16
- 4.3. Facteur de conversion air/eau des salissures 16
- 4.4. Lignes 16
  - 4.4.1. Cordage neuf 16
  - 4.4.2. Lignes recouvertes de salissures 17
- 4.5. Bouées 20
  - 4.5.1. Bouées neuves 20
  - 4.5.2. Bouées recouvertes de salissures 20
  - 4.5.3. Résistance à l'immersion 23
- 4.6. Supports d'élevage 25
  - 4.6.1. Boudin de moules 25
  - 4.6.2. Collecteur de moules 28

4.6.3. Sac de captage de pétoncles 28
4.6.4. Panier japonais («pearl-net») 29
4.6.5. Lanterne chinoise 30
4.6.6. Cage rigide 30
4.6.7. Suspension en boucles d'oreilles 30
4.7. Algues marines cultivées 30

5. COEFFICIENTS HYDRODYNAMIQUES DES COMPOSANTES 31
5.1. Considérations théoriques 31
5.1.1. Cas des corps rigides et fixes dont l'axe longitudinal est normal à un courant continu 31
5.1.2. Force de portance 35
5.1.3. Cas des corps solides attachés par une extrémité dans un courant continu 36
5.1.4. Cas des corps déformables 39
5.2. Tests de traînée 40
5.2.1. Bouée 40
5.2.2. Boudin de moules 42
5.2.3. Collecteur de pétoncle 44
5.2.4. Cage maricole 44
5.2.5. Cordage 48
5.2.6. Algues marines 48
5.3. Modalités d'application des coefficients hydrodynamiques 49
5.3.1. Cas des composantes dans la houle et un courant continu combinés 49
5.3.2. Application à une filière complète 51
5.3.3. Application à une ferme complète 54

6. RÉSISTANCE DES ANCRAGES 54
6.1. Considérations théoriques 54
6.1.1. Résistance des corps-morts 54
6.1.2. Résistance des pieux à hélice et des ancres japonaises 57
6.1.3. Coefficient de sécurité 58
6.2. Résultats des tests de traction 59
6.2.1. Corps-mort 59
6.2.2. Pieu à hélice 61
6.2.3. Ancre japonaise 61

7. ÉLASTICITÉ, USURE ET RÉSISTANCE DES CORDAGES 62
7.1. Élasticité des cordages 63
7.1.1. Allongement permanent 63
7.1.2. Allongement élastique 63
7.2. Usure 65
7.2.1. Considérations théoriques 65
7.2.2. Niveau d'usure des cordages usagés 67
7.3. Résistance à la rupture 68
7.3.1. Considérations théoriques 68
7.3.2. Charge de rupture et charge maximale d'utilisation des cordages neufs 69
7.3.3. Charge de rupture des cordages usagés 69

8. RÉSISTANCE DES ALGUES MARINES CULTIVÉES 70

9. CONCLUSION GÉNÉRALE 71

10. REMERCIEMENTS 73

11. RÉFÉRENCES 73

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1. Masse volumique et facteur de conversion air/eau de certains matériaux utilisés sur les filières maricoles 15
Tableau 2. Flottabilité unitaire de certains matériaux utilisés sur les filières flottantes 15
Tableau 3. Poids et flottabilité linéiques des cordages torsionnés en PP et en Polysteel 17
Tableau 4. Taille de la gaine, poids linéique et masse volumique apparente des salissures recueillies sur les amarres et la PILM des filières de Gaspé et de Cascapédia 18
Tableau 5. Abondance des salissures sur les amarres les plus chargées du havre de Gaspé et de la baie de Cascapédia examinées par Bergeron et Gagnon (2008) 19
Tableau 6. Propriétés des principaux types de bouées utilisés par les mariculteurs québécois 20
Tableau 7. Abondance des salissures et flottabilité moyenne des bouées sphériques non nettoyées prélevées dans le havre de Gaspé et la baie de Cascapédia 22
Tableau 8. Abondance des salissures dominées par les moules par unité de surface sur les bouées maricoles recueillies dans le cadre de la présente étude et sur d'autres types de structures anthropiques installées en milieu côtier ou en haute mer dans différentes régions du monde 24
Tableau 9. Caractéristiques des boudins matures recueillis sur des filières commerciales des IDM et de la Gaspésie 26
Tableau 10. Poids et facteur de conversion air/eau des portions de boudins recueillies à chacun des sites 27
Tableau 11. Volume, poids et facteur de conversion air/eau des sacs de captage matures 29
Tableau 12. Caractéristiques des bouées testées par Gagnon et Bergeron (2008) 40
Tableau 13. Sommaire des résultats des tests de traînée sur les bouées 41
Tableau 14. Sommaire des résultats des essais de traînée sur le boudin de moules réalisés par Gagnon et Bergeron (2008) 43
Tableau 15. Sommaire des résultats des tests de traînée de Yamamoto *et al.* (1988) sur des lanternes chinoises 45
Tableau 16. Sommaire des informations sur le coefficient de traînée de cages en filet sans salissures retrouvées dans la littérature 46
Tableau 17. Coefficient de traînée normal de différents paniers en plastique pour $R_e = 3 \times 10^5$ estimé à partir du pourcentage de réduction du courant à l'intérieur du panier et de la porosité 47
Tableau 18. Coefficient de traînée de laminaires isolées provenant de sites exposés et protégés en fonction de la vitesse du courant 49
Tableau 19. Sommaire des essais de traction des corps-morts effectués dans le havre de Gaspé et la baie de Cascapédia 60
Tableau 20. Tests de traction latérale sur des corps-morts en béton utilisés comme ancrage de bouées d'amarrage 60
Tableau 21. Angle de traction et résistance axiale des pieux à hélice. 61
Tableau 22. Angle de traction et résistance axiale de l'ancre japonaise. 62

Tableau 23. Allongement des différents types de cordage 64
Tableau 24. Module d'élasticité des cordes en nylon et en polyester et des fibres de différents polymères 65
Tableau 25. Charge de rupture du cordage à trois torons en PP et Polysteel utilisé sur les filières maricoles 69
Tableau 26. Force requise pour arracher le crampon et briser le stipe de *S. latissima* 71

LISTE DES FIGURES

Figure 1. Localisation des sites maricoles du Québec où on utilise des filières flottantes 2
Figure 2. Schémas non à l'échelle illustrant les types de filières flottantes 5
Figure 3. Schéma d'une filière submergée typique illustrant les composantes d'une filière de grossissement de moules 7
Figure 4. Trois types d'ancrage utilisés au Québec 8
Figure 5. Quatre types de supports d'élevage utilisés pour le grossissement du pétoncle au Québec 12
Figure 6. Sacs à oignon contenant des bandes de Netron® utilisées pour le captage des pétoncles 28
Figure 7. Force de traînée sur un cylindre dont l'axe principal est perpendiculaire à la direction du courant 32
Figure 8. Les trois types de corps simples utilisés pour modéliser les filières et leurs surfaces de référence normale et tangentielle 33
Figure 9. Variations du coefficient de traînée des sphères lisses, des cylindres lisses et très rugueux et des prismes octogonaux et carrés de longueur infinie en fonction du nombre de Reynolds 34
Figure 10. Force de traînée et force de portance exercées sur un prisme carré par un courant ayant un angle d'incidence de 30° par rapport à l'axe secondaire du prisme 36
Figure 11. Force de traînée exercée par un courant continu sur un cylindre suspendu par une de ses extrémités 38
Figure 12. Forces en jeu pour un corps-mort reposant sur un fond ferme, non-cohésif, uniforme et horizontal 56
Figure 13. Principales forces en jeu pour les tests de traction des pieux à hélice et ancres japonaises 58

RÉSUMÉ

Gagnon, M. et P. Bergeron. 2011. Propriétés mécaniques des composantes des filières maricoles du Québec. Rapp. tech. can. sci. halieut. aquat. 2926 : vii + 81 p.

Nous présentons une revue des données disponibles sur les propriétés mécaniques des composantes des filières maricoles en mettant l'emphase sur les filières submergées utilisées au Québec. Cette revue est basée sur un programme de recherche réalisé par les auteurs et une revue de la littérature. Les composantes décrites incluent les ancrages, les cordages, les bouées/flotteurs et les structures de captage et de grossissement de mollusques et d'algues marines. Les propriétés décrites incluent les dimensions, le poids, la flottabilité et les coefficients hydrodynamiques des composantes avec et sans salissures marines, l'élasticité, l'usure et la résistance des cordages ainsi que la résistance des ancrages. L'utilisation de ces paramètres pour la modélisation des filières est discutée.

ABSTRACT

Gagnon, M. et P. Bergeron. 2011. Propriétés mécaniques des composantes des filières maricoles du Québec. Rapp. tech. can. sci. halieut. aquat. 2926 : vii + 81 p.

We present a review of available information on the mechanical properties of aquaculture longline components with a focus on submerged longlines used in Quebec. This review is based on a research program carried-out by the authors and a literature review. The longline components described include the anchors, ropes, buoys/floats, seed collectors and grow-out structures for molluscs and seaweeds. The mechanical properties described include dimensions, weight, buoyancy and hydrodynamic coefficients of the components with and without biofouling, rope elasticity, wear and resistance and anchor holding capacity. Use of these parameters for longline modelling is discussed.

1. INTRODUCTION

Un peu partout dans le monde, les activités maricoles se déplacent vers le large en raison du manque d'espace, la réduction de la productivité des élevages ou des conflits d'usage en milieu littoral. Or, la conchyliculture dans les environnements de haute énergie comporte des contraintes et des risques importants reliés aux grandes forces générées par le courant et la houle sur les structures. La filière est une des structures maricoles les mieux adaptées à ces environnements en raison de sa grande flexibilité et de son coût raisonnable. Cependant, plusieurs fermes expérimentales ou en démarrage dans les milieux exposés ont connu des situations catastrophiques en raison d'une conception inadéquate des filières. Ces problèmes en ont découragé plusieurs à se lancer ou persister dans cette entreprise et retardé le développement de l'industrie.

Afin de briser ce verrou technologique et assurer un développement durable de l'industrie, plusieurs pays se sont engagés dans des programmes de R&D sur la conchyliculture dans les environnements de haute énergie (Muir et Basurco, 2000; Paul et Grosenbaugh, 2000; Langan et Horton, 2003; Buck *et al.*, 2006; Stevens *et al.*, 2008; Mille et Blachier, 2009; Zhang, 2009; MarBioShell, 2010). Au Québec, la conception des filières maricoles a été l'objet d'un important programme de R&D de 2001 à 2008 sous l'égide du Regroupement des mariculteurs du Québec (RMQ) et de la Société de développement de l'industrie maricole (SODIM). Ce programme visait à optimiser la conception de filières déjà utilisées à l'échelle commerciale depuis une dizaine d'années dans des environnements de haute énergie.

La conception des filières s'appuie de plus en plus sur des calculs de mécanique et des simulations hydrodynamiques réalisés à l'aide de logiciels spécialisés (Fredheim et Lien, 2001; Merino *et al.*, 2001; Grosenbaugh *et al.*, 2002; Tsukrov *et al.*, 2003; Stevens *et al.*, 2005; Raman-Nair *et al.*, 2008; Plaza Lopez, 2009). Ces calculs et simulations permettent notamment de mieux dimensionner les cordages, les ancrages, les treuils et les bateaux face aux conditions environnementales extrêmes ainsi que de mieux gérer la flottabilité des filières. Or, leur validité dépend essentiellement de la précision des paramètres d'entrée, soit la géométrie de la filière et les propriétés mécaniques de ses composantes.

La présente revue a comme objectif de présenter les données disponibles sur les propriétés mécaniques des composantes des filières maricoles en mettant l'emphase sur les filières submergées utilisées au Québec. Les principales propriétés mécaniques d'intérêt sont les dimensions, le poids, la flottabilité et les coefficients hydrodynamiques des composantes sans et avec des salissures marines, l'élasticité, l'usure et la résistance des cordages et la résistance des ancrages.

2. MÉTHODOLOGIE

Les informations présentées dans ce rapport proviennent des trois sources principales suivantes : 1) des mesures et essais sur le terrain, 2) des mesures et essais en laboratoire et 3) une revue de la littérature sur les caractéristiques mécaniques des composantes des filières maricoles.

2.1. MESURES ET ESSAIS SUR LE TERRAIN

2.1.1. Caractérisation des filières

L'échantillonnage de filières maricoles avait pour objectif d'obtenir des valeurs représentatives des dimensions, du poids et de la flottabilité des principales composantes avec et sans salissures marines. Au total, 35 filières maricoles (ou parties de filière) ont été échantillonnées dans les principaux sites d'élevage du Québec aux Îles-de-la-Madeleine (IDM) et en Gaspésie (Figure 1). Des bouées, des lignes, des boudins de moule et des sacs de captage de pétoncle ont été caractérisés selon la méthodologie décrite dans Bergeron et Gagnon (2008).

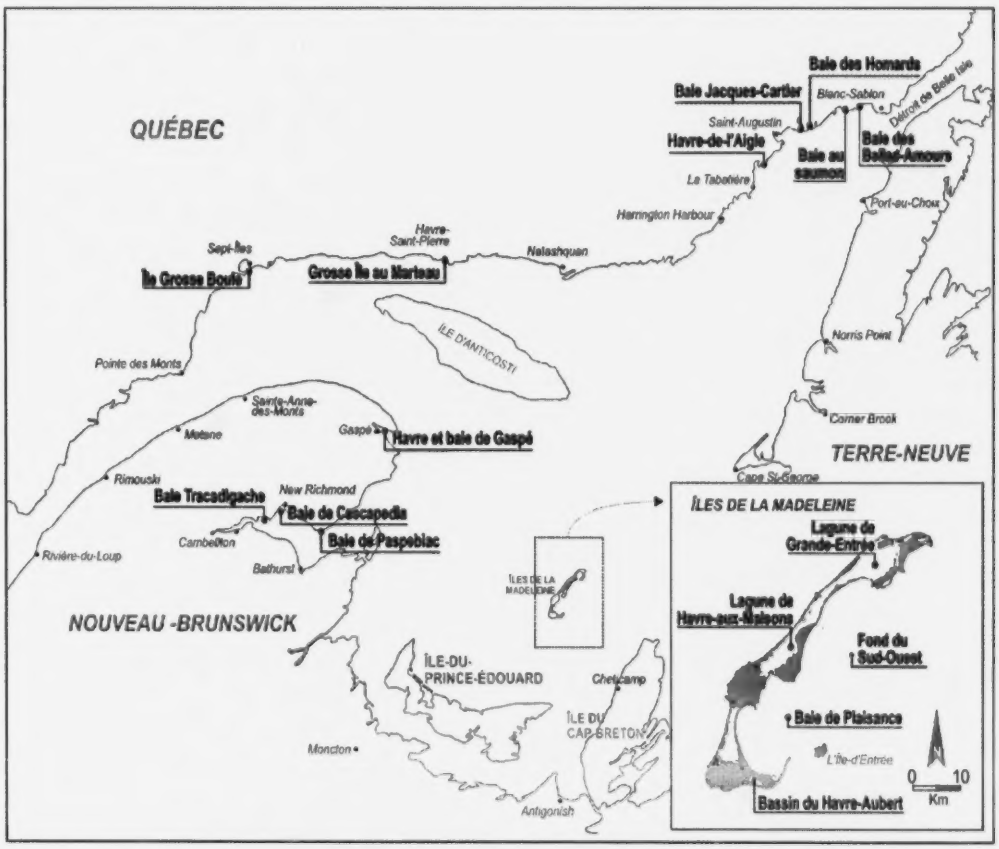


Figure 1. Localisation des sites maricoles du Québec où on utilise des filières flottantes.

2.1.2. Essais de traînée sur les composantes des filières

Des essais de traînée ont été réalisés sur des composantes représentatives des filières maricoles du Québec. Ces essais avaient comme objectif de déterminer les coefficients hydrodynamiques de ces composantes. Ils ont été réalisés dans un site abrité (havre de Gaspé) par temps très calme. Les composantes testées sont des bouées propres et recouvertes de salissures marines, des boudins de moules matures et un collecteur de pétoncle. Au-delà de 90 essais ont été effectués pour l'ensemble de ces composantes selon la méthodologie décrite dans Gagnon et Bergeron (2008).

2.1.3. Essais de traction sur des ancrages

La résistance de trois types d'ancrage a été évaluée dans le havre de Gaspé (corps-mort, pieu à hélice et ancre japonaise) et la baie de Cascapédia (corps-mort). Les essais ont été effectués sur des corps-morts de 2,8 et 3,2 t ayant séjourné 5-7 ans en mer, des pieux à hélice installés depuis six ans et des ancrages japonais installés deux semaines avant les essais. Le protocole expérimental et les résultats détaillés sont décrits dans Bergeron (2008a).

2.2. MESURES ET ANALYSES EN LABORATOIRE

2.2.1. Usure des amarres

Les parois internes et externes d'amarres qui ont séjourné en mer entre 6 et 7,5 ans ont été inspectées en laboratoire afin de déceler des signes d'abrasion et autres formes de dommages. Au total, 18 segments d'amarres noués à des corps-morts et 12 segments d'amarre reliés à des pieux à hélice ont été inspectés selon le protocole présenté dans Bergeron (2008b).

2.2.2. Résistance à la rupture des cordages

La résistance à la rupture d'amarres et de lignes de soutien de boudins de moules provenant du havre de Gaspé a été déterminée sur des portions usagées selon la procédure décrite par Bergeron (2008b). Les amarres testées provenaient de trois filières ancrées à des corps-morts depuis 6 à 7,5 ans. Des tests de rupture ont également été faits avec du cordage neuf afin d'évaluer le niveau de détérioration des cordages usagés.

2.3. REVUE DE LITTÉRATURE

La revue de littérature a été axée sur les caractéristiques mécaniques des composantes des filières (cordage, bouée, suspension d'élevage et ancrage) et incluait des demandes d'information non-publiée auprès des principaux chercheurs et experts dans le domaine provenant d'une douzaine de pays.

3. TERMINOLOGIE

Cette section présente la terminologie utilisée dans ce rapport pour décrire les types de filière et leurs composantes.

3.1. TYPES DE FILIÈRE

Les filières flottantes utilisées en conchyliculture peuvent être regroupées en quatre grandes catégories (Figure 2) :

- la filière de surface;
- la filière semi-submergée;
- la filière submergée; et
- la filière de fond.

Filière de surface — Les bouées de compensation et la ligne maîtresse sont maintenues à (ou près de) la surface de l'eau sur la filière de surface (Figure 2A). L'accroissement du poids des supports d'élevage est compensé par l'ajout de bouées sur la ligne maîtresse. Ce type de filière est davantage exposé aux vents et aux vagues que les autres types. Pour cette raison, elles ne sont généralement utilisées que dans les milieux bien abrités. Ce sont les filières les plus fréquemment utilisées pour l'élevage des mollusques dans le monde.

Filière semi-submergée — Dans le cas de la filière semi-submergée (Figure 2B), la ligne maîtresse est maintenue à quelques mètres sous la surface de l'eau afin de réduire les forces exercées par les vagues, les courants et les vents. La longueur des cordes qui relient les bouées de surface à la ligne maîtresse détermine la profondeur de cette dernière. L'accroissement du poids de la ligne au cours du grossissement est compensé par l'ajout de bouées de compensation plutôt qu'avec des bouées de surface qui sont peu nombreuses aussi bien au début qu'à la fin du cycle d'élevage. Comme la filière de surface, cette filière ne peut pas être utilisée en présence de glaces de dérive.

Filière submergée — La filière submergée ne possède aucune composante à proximité ou à la surface de l'eau. La ligne maîtresse est maintenue à une distance déterminée du fond par l'ajout de jambes à intervalles réguliers (Figure 2C). Il s'agit du type de filière le moins exposé aux forces générées par les vagues, les courants, les vents, les glaces et les marées. La gestion de la flottabilité de ce type de filière est toutefois plus délicate puisqu'il n'y a aucun repère en surface. De plus, le hissage de la ligne maîtresse hors de l'eau pour l'entretien et la récolte peut soumettre les appareils de levage à des charges importantes. Les filières submergées sont utilisées en milieu exposé ou encore en présence de glaces de dérive et sont beaucoup moins répandues à travers le monde que les deux précédents types. Cependant, la majorité des filières utilisées au Québec sont de ce type.

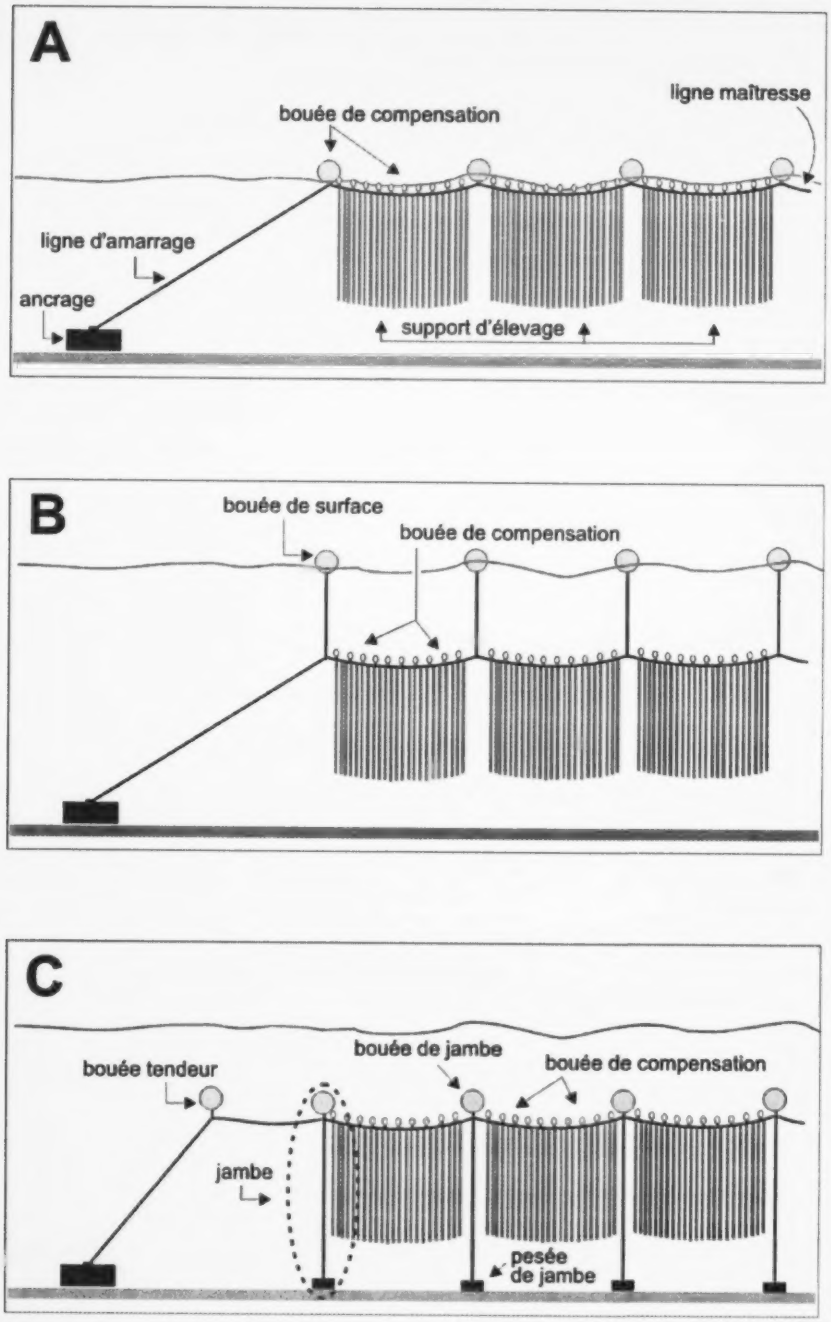
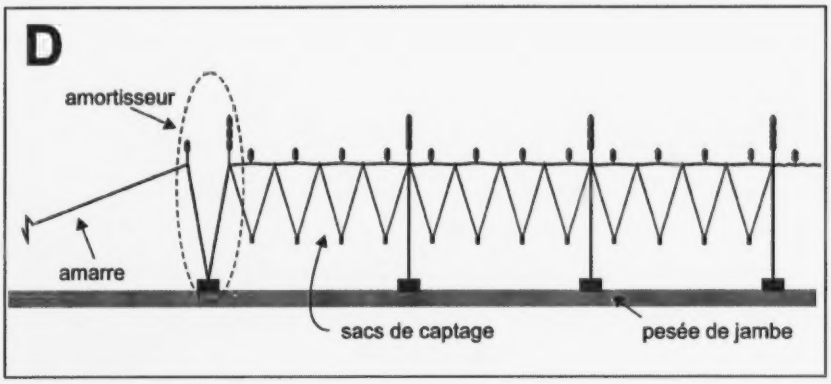


Figure 2. Schémas non à l'échelle illustrant les types de filières flottantes. A : filière de surface; B : semi-submergée; C : submergée; D : de captage du pétoncle des IDM; E : autogérée.



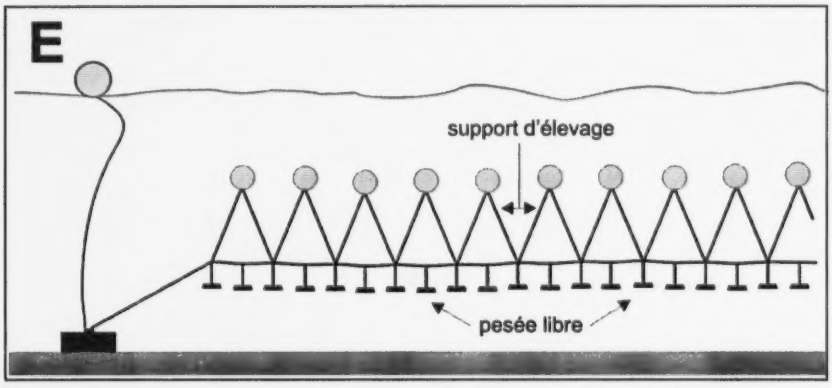


Figure 2 (suite)

Filière de captage de pétoncle – La filière de captage du pétoncle est un type particulier de filière submergée utilisé au large des IDM sur des fonds de 25-30 m de profondeur. Elle se distingue par l'utilisation d'amortisseurs à chacune des extrémités et au centre de la ligne maîtresse (Figure 2D). Les amortisseurs sont créés en abaissant une portion de la ligne maîtresse sur le fond à l'aide d'une pesée. Ils permettent de relever la ligne maîtresse sans que la force requise ne dépasse la capacité des grues hydrauliques des bateaux maricoles.

Filière autogérée – La filière autogérée utilisée au Québec pour le captage/grossissement des moules est un autre type particulier de filière submergée : les moules croissent directement sur le substrat de captage jusqu'à l'atteinte de la taille commerciale. Deux cordes de captage sont fixées à une bouée par l'une de leurs extrémités et attachées séparément à la ligne maîtresse par l'autre extrémité (Figure 2E). Les lignes de captage forment ainsi une série de V renversés au-dessus de la ligne maîtresse. Des pesées de béton libres sont attachées directement sous la ligne maîtresse et font office de jambe.

Ce type de filière est conçu pour qu'aucun ajustement de la flottabilité ne soit requis au cours de la production. Avec la croissance du naissain sur les collecteurs, la flottabilité de réserve devient éventuellement nulle et les jambes rejoignent alors le fond. La flottabilité de réserve redevient positive dès que les pesées libres reposent sur le fond.

3.2. COMPOSANTES DES FILIÈRES

Cette section présente la terminologie utilisée dans ce rapport pour les différentes composantes des filières (Figure 3).

3.2.1. Ancrage

Les trois types d'ancrage utilisés au Québec sont le corps-mort, le pieu à hélice et l'ancre japonaise.

3.2.1.1. Corps-mort

Un corps-mort est un type d'ancrage constitué d'un lourd objet déposé sur le fond. Sa résistance dépend principalement de son poids immergé, de sa friction sur le fond et de la force de succion des sédiments. Dans l'est du Canada, le bloc de béton est le type de corps-mort le plus répandu parce que les matériaux sont facilement accessibles et que les mariculteurs peuvent les fabriquer eux-mêmes avec un minimum d'équipement (Figure 4A). Il s'agit d'un bloc rectangulaire dans lequel un segment de corde de polypropylène en forme de U est inséré au moment de la fabrication afin de former le point de fixation des lignes d'amarrage. Le poids dans l'air d'un corps-mort varie entre 0,5 et 3 t selon le site et l'entreprise. Certains mariculteurs aménagent une cloche ou cavité sur la face inférieure du bloc afin d'accroître la succion sur les fonds vaseux.

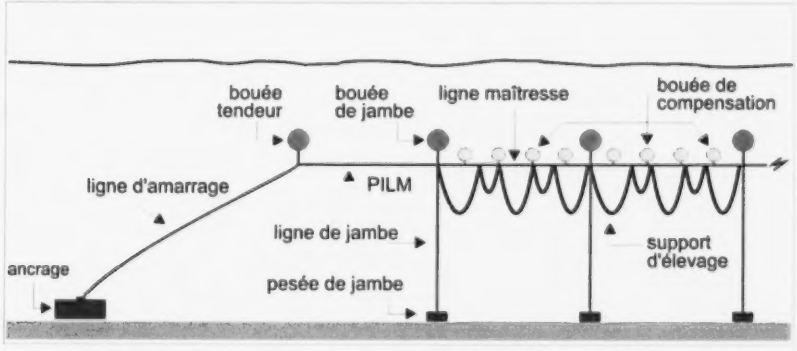


Figure 3. Schéma d'une filière submergée typique illustrant les composantes d'une filière de grossissement de moules. Croquis non à l'échelle. PILM : partie inaccessible de la ligne maîtresse.

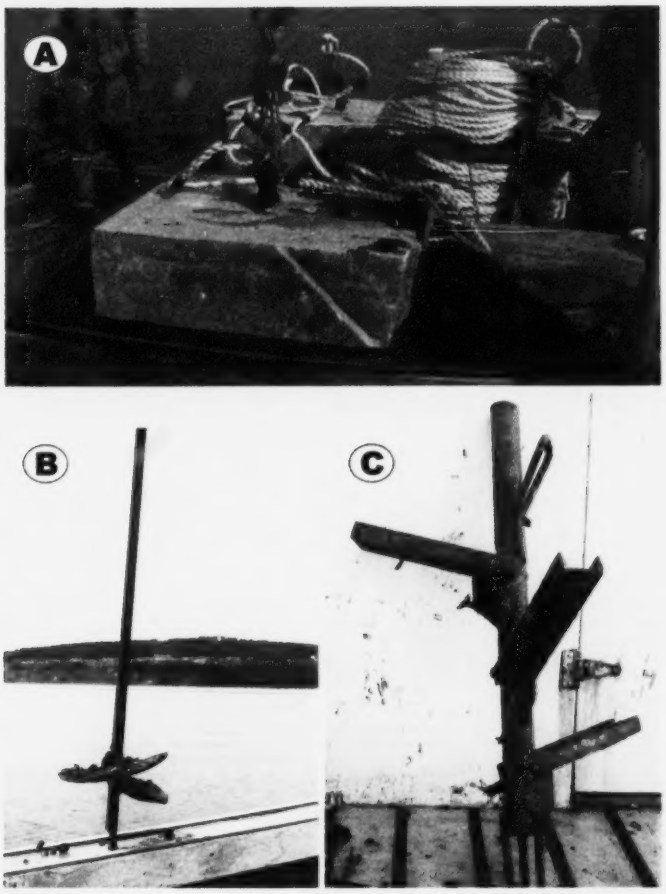


Figure 4. Trois types d'ancrage utilisés au Québec. A. Corps-mort en béton (Langan, 2004); B. Pieu à hélice; C. Ancre japonaise.

Contrairement à la pratique observée en France, en Irlande ou en Nouvelle-Angleterre, la majorité des mariculteurs québécois ne relient pas les corps-morts à des pieux ou des ancres à traînée conventionnelles pour augmenter leur résistance au déplacement.

Certains producteurs de la Basse-Côte-Nord utilisent des blocs de granite de taille variable pour ancrer leur filière. Un trou est foré sur la face supérieure de chaque bloc à l'aide d'un marteau hydraulique pour y insérer une tige d'acier galvanisé munie d'un œillet de fixation de l'amarre. Cette tige est maintenue en place à l'aide d'un ciment à prise rapide.

3.2.1.2. Pieu à hélice

Le pieu à hélice utilisé au Québec est une tige d'acier non galvanisé de 1,6 m de longueur et 2,5 cm de diamètre sur laquelle est soudée une seule hélice (Figure 4B). L'extrémité supérieure de la tige est munie d'un œillet de fixation de l'amarre. L'hélice est faite avec une plaque métallique ayant un diamètre de 0,25 m, une épaisseur de

9,5 mm et une surface portante de 0,049 m^2. La plaque est soudée au bas de la tige de façon à créer l'effet d'une vis. Le poids de l'ancre est d'environ 10 kg. Ce pieu est vissé dans le substrat meuble au cours de l'hiver à l'aide d'un équipement hydraulique déployé sur le couvert de glace. Il est inséré à la verticale et l'hélice est généralement enfouie à 4,5-5,5 m sous la surface des sédiments.

3.2.1.3. Ancre japonaise

L'ancre japonaise utilisée au Québec est une tige métallique ronde et creuse (tuyau) sur laquelle sont vissés deux ou trois bras mobiles qui, une fois ouverts, viennent s'appuyer sur une butée soudée à la tige centrale et forment un angle de 70°-80° avec cette tige (Figure 4C). La longueur et la largeur des bras sont respectivement de 0,48 m et 0,72 m. Une ancre à trois bras pèse environ 20 kg dans l'air.

Cette ancre est enfouie dans les sédiments jusqu'à une profondeur de 4,2-4,5 m en injectant de l'eau sous pression dans le tuyau de l'ancre à partir de la surface par le biais d'un long tuyau rigide maintenu à la verticale dans la colonne d'eau. L'opération peut être réalisée à partir d'un bateau ancré solidement ou à partir du couvert de glace. Une fois en place, une traction est exercée sur l'ancre afin de déployer les bras latéraux.

3.2.2. Ligne d'amarrage (amarre)

La ligne d'amarrage est le cordage tendu entre l'extrémité de la ligne maîtresse et l'ancrage (Figure 3). Au Québec, elle est nouée directement à l'ancrage sans aucun segment de chaîne et sans aucune pièce de protection contre l'abrasion sur le fond ou sur l'anneau d'attache.

3.2.3. Ligne maîtresse (et amortisseur)

La ligne maîtresse est le cordage tendu horizontalement entre les deux lignes d'amarrage. Sur les filières submergées (Figure 3), elle comprend trois sections : la section centrale accessible à partir de la surface sur laquelle sont fixés les supports d'élevage, les bouées et les jambes ainsi que deux sections inaccessibles (portion inaccessible de la ligne maîtresse, PILM), une à chaque extrémité de la filière entre la bouée tendeur et la première/dernière jambe. Il n'y a aucun support d'élevage, jambe, ou bouée de compensation sur ces portions inaccessibles.

3.2.4. Bouée (flotte, flotteur)

Les principaux flotteurs présentement utilisés au Québec sont des bouées rigides pressurisées en polyéthylène. Elles sont sphériques ou cylindriques, de différentes tailles et couleurs. La plupart sont fabriquées selon le procédé de moulage par rotation. Elles ne contiennent aucune mousse ou polystyrène à l'intérieur. Elles sont presque toutes munies d'un anneau à la base pour y passer une corde d'attache. L'exception est un modèle de bouée cylindrique utilisé sur les filières de captage de pétoncles au large des IDM qui possède une cavité centrale cylindrique pour le passage de la corde d'attache.

On peut distinguer trois catégories de bouées selon leur fonction : bouée tendeur, bouée de compensation et bouée de jambe. Il existe également une bouée de positionnement attachée sur la filière et maintenue à la surface de l'eau durant la période libre de glace. Ce type de bouée ne sera pas traité dans le présent rapport

3.2.4.1. Bouée tendeur (bouée de coin)

Les bouées tendeur sont utilisées sur les filières submergées et ont comme principale fonction de maintenir la ligne maîtresse sous tension. Elles sont placées à la jonction entre la ligne d'amarrage et la ligne maîtresse. Habituellement, plusieurs bouées tendeur sont placées à chaque extrémité de la ligne maîtresse. Trois agencements sont possibles : individuel (il y a autant de points d'attache sur la ligne que de bouées), en grappe de deux ou trois (il y a autant de cordes que de bouées et ces cordes sont toutes attachées à la filière en un seul point) ou encore superposées (2-3 bouées disposées verticalement sur une seule corde reliée à la ligne maîtresse). Dans ce dernier cas, il s'agit de bouées cylindriques munies d'un trou au centre pour le passage de la corde.

Les filières de surface, semi-submergées et submergées en eaux peu profondes (lagunes des IDM) ne portent habituellement pas de bouées tendeur.

3.2.4.2. Bouée de compensation

Les bouées de compensation sont attachées à la ligne maîtresse au cours du grossissement pour compenser l'accroissement en poids des supports d'élevage. Il s'agit la plupart du temps de bouées individuelles.

3.2.4.3. Bouée de jambe

Voir la section suivante.

3.2.5. Jambe

Sur une filière submergée (Figure 3), une jambe est une corde qui relie la ligne maîtresse à une pesée sur le fond. Cette corde est tendue verticalement par une ou plusieurs bouées fixée(s) à la ligne maîtresse au point d'attache de la ligne de jambe (bouée de jambe). La longueur de la ligne de jambe détermine la hauteur au-dessus du fond de la ligne maîtresse. La bouée de jambe peut être une bouée individuelle ou encore 2-3 bouées disposées en grappe ou superposées. Les pesées de jambe sont habituellement de petits blocs de béton de forme rectangulaire dont le poids dans l'air varie entre 18 et 68 kg.

3.2.6. Support d'élevage

Les supports d'élevage sont les structures qui supportent les mollusques en élevage. Il peut s'agir de simples cordes, de sacs, de tubes en filet, de cages en filet ou de cages rigides. Les supports d'élevage utilisés au Québec pour la production de moules et de pétoncles sont décrits sommairement ci-dessous.

3.2.6.1. Collecteur de moule

Le cordage en polypropylène (PP) usagé (communément appelé «polyrope») est de loin le substrat le plus répandu pour le captage du naissain de moules au Québec. L'approche dite traditionnelle consiste à suspendre à la verticale sous la ligne maîtresse des segments de cordage (collecteurs individuels en I). Ces collecteurs sont le plus souvent attachés à un intervalle de 0,75 m le long de la ligne maîtresse. Les mytiliculteurs favorisent aujourd'hui l'utilisation d'une seule longue corde de PP sur chaque filière (collecteur en continu) plutôt que des collecteurs individuels car le collecteur en continu facilite la mécanisation des opérations à bord des bateaux au moment de la récolte.

3.2.6.2. Boudin de moule

Le naissain provenant des collecteurs est habituellement placé dans des filets tubulaires à une densité de beaucoup inférieure à celle sur les collecteurs. Cette opération, appelée mise en boudin ou boudinage, est effectuée manuellement ou mécaniquement. Les boudins fabriqués à la main (méthode traditionnelle) ont une longueur qui ne dépasse généralement pas 3 m et sont attachés individuellement à la ligne maîtresse (boudins en I). Dans le cas du boudinage mécanisé, les filets sont remplis à l'aide d'une boudineuse qui permet d'envelopper les moules d'un filet de coton biodégradable autour d'une corde effilochée appelée «fuzzy rope» qui favorise l'attachement des moules. Le tout est ficelé à l'aide d'un fil de lin biodégradable. La boudineuse fabrique un boudin en continu qui est attaché directement sur la ligne maîtresse à intervalles réguliers pour former de multiples demi-boucles successives suspendues sous la filière (Figure 3).

3.2.6.3. Collecteur de pétoncle

Le captage du pétoncle est effectué à l'aide de sacs attachés par paires le long d'une ligne de soutien. Cette ligne est attachée à un intervalle de 4,5 m sur la ligne maîtresse et prend la forme d'une série de V successifs suspendus sous la ligne maîtresse (Figure 2D).

3.2.6.4. Panier japonais (panier pyramidal ou «pearl-net»)

Le panier japonais est une cage pyramidale en filet (Figure 5A) utilisée pour le grossissement de plusieurs espèces de mollusques dont le pétoncle.

3.2.6.5. Lanterne chinoise

La lanterne chinoise est une cage en filet cylindrique et escamotable (Figure 5B) utilisée pour le grossissement du pétoncle.

3.2.6.6. Paniers empilés

Des paniers de plastique rigide empilés les uns sur les autres (Figure 5C) sont utilisés pour le grossissement de plusieurs espèces de mollusques dont le pétoncle.

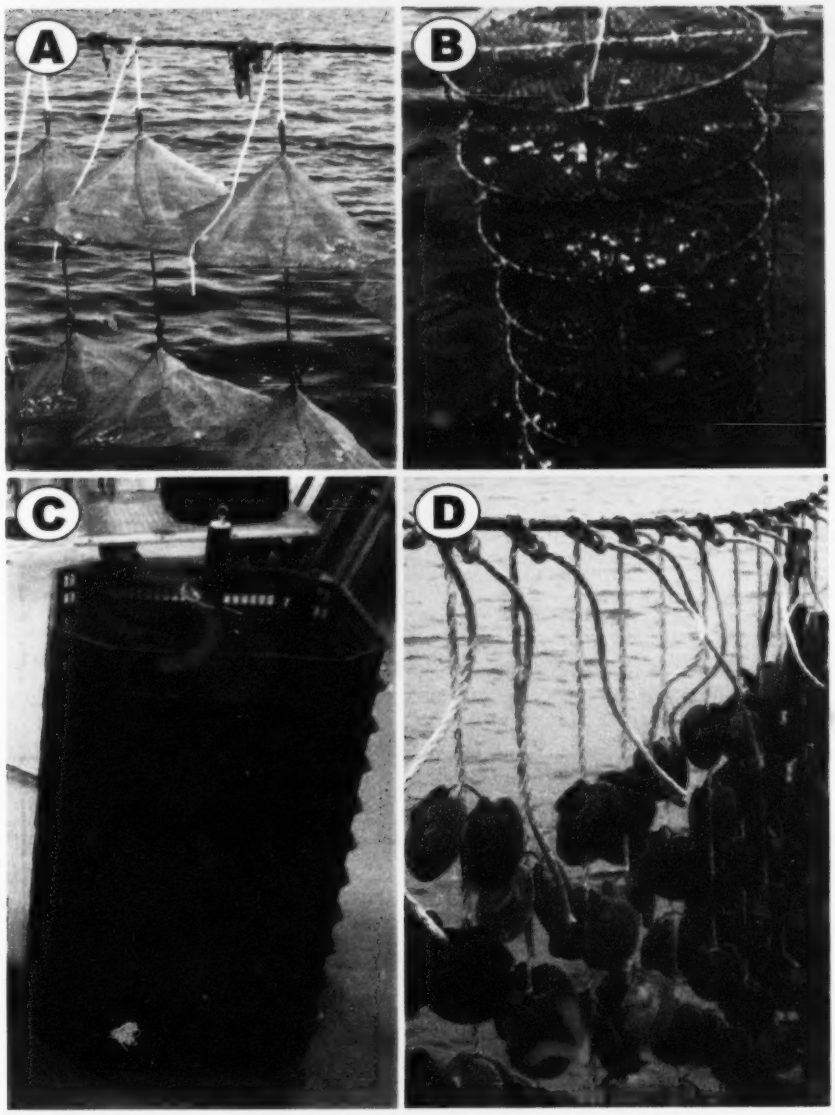


Figure 5. Quatre types de supports d'élevage utilisés pour le grossissement du pétoncle au Québec. A. Panier pyramidal; B. Lanterne chinoise (Frenette, 2009); C. Cage rigide (Leblanc *et al.*, 2007); D. Suspension en boucles d'oreilles (Bourgeois et Vigneau, 2009).

3.2.6.7. Boucle d'oreille

Les pétoncles sont simplement accrochés individuellement à une corde en polypropylène à l'aide d'une barrette de plastique insérée dans un trou percé dans l'oreille (auricule) du pétoncle (Figure 5D).

3.2.7. Algues marines cultivées

La culture des algues marines est encore à l'étape expérimentale ou pré-commerciale au Québec (Tamigneaux, 2011). Les espèces élevées sont trois laminariales (la laminaire à long stipe *Saccharina longicruris*, la laminaire sucrée *Saccharina latissima* et l'alarie succulente *Alaria esculenta*) et une algue rouge (la main de mer palmée, *Palmaria palmata*).

Les laminariales sont cultivées en mer en enroulant autour de la ligne maîtresse une ficelle sur laquelle les plantules se sont développées en écloserie. Cette ficelle peut aussi être enroulée autour d'une ligne de soutien parallèle à la ligne maîtresse installée à quelques dizaines de centimètres sous cette dernière (filière doublée).

4. DIMENSIONS, POIDS ET FLOTTABILITÉ DES COMPOSANTES

Cette section présente les données disponibles sur les dimensions, le poids et la flottabilité des différentes composantes.

4.1. CONSIDÉRATIONS THÉORIQUES

4.1.1. Diamètre des sphères et cylindres rugueux

La plupart des composantes des filières sont des sphères ou des cylindres rugueux. Leur diamètre peut référer à une des trois mesures distinctes suivantes : le diamètre sans salissures ou sans rugosité (D_0), le diamètre effectif (D_{eff}) ou le diamètre de l'enveloppe (D_{env}).

Le diamètre effectif des sphères et cylindres recouverts de salissures marines correspond au diamètre que l'objet aurait si l'épaisseur des salissures était uniforme. Il est calculé comme suit :

$$D_{eff} = D_0 + 2S \qquad (1)$$

où :

S est l'épaisseur moyenne de salissures sur la sphère ou le cylindre.

L'enveloppe des sphères et cylindres rugueux englobe les espaces vides entre les rugosités. Dans ce rapport, le diamètre de l'enveloppe des sphères et cylindres rugueux est calculé comme suit :

$$D_{env} = P_{env}/\pi \qquad (2)$$

où :

P_{env} est le périmètre moyen de l'enveloppe de la sphère ou du cylindre mesuré en entourant fermement l'objet avec une bande de plastique semi-rigide de 10 cm de largeur (Bergeron et Gagnon, 2008).

4.1.2. Volume et volume apparent

Le volume d'un corps (V_c) correspond au volume d'eau déplacé par son immersion. Dans ce rapport, le volume apparent (V_a) d'un corps poreux ou rugueux est le volume de son enveloppe.

4.1.3. Masse et poids

Le poids d'un corps (W_c; N) est la force correspondant au produit de la masse du corps (M_c; kg) et de l'accélération gravitationnelle ($g = 9{,}81\ m{\cdot}s^{-2}$). Cette force correspond au poids du corps dans l'air au niveau de la mer. Dans ce rapport, l'unité utilisée pour le poids des corps est le kilogramme-force (1 kgf = 9,81 N) et, pour simplifier, le suffixe « f » a été omis dans les textes et les tableaux.

4.1.4. Masse volumique et masse volumique apparente

La masse volumique d'un corps (ρ_c; $kg{\cdot}m^{-3}$) («density» en anglais) réfère à la masse du corps (M_c; kg) divisée par son volume (V_c; m^3).

Dans ce rapport, la masse volumique apparente (ρ_a; $kg{\cdot}m^{-3}$) d'un corps poreux ou rugueux réfère à la masse du corps (M_c; kg) divisée par son volume apparent (V_a; m^3).

4.1.5. Poids immergé et flottabilité

Tout corps immergé dans un liquide est soumis à une force dirigée vers le haut, la poussée d'Archimède (P_c), qui est égale au poids du liquide déplacé par ce corps. Ce même corps est également soumis à une force dirigée vers le bas, son poids (W_c), qui s'oppose à la précédente. La résultante de ces deux forces opposées (W_c-P_c) est dirigée vers le bas lorsque la masse volumique du corps immergé (ρ_c) est plus grande que la masse volumique du liquide (ρ_l). Le corps immergé coule alors vers le fond et la force résultante (W_c-P_c) est appelée le « poids immergé ». Dans ce rapport, le facteur de conversion air/eau ($FC_{a/e}$) correspond au poids du corps divisé par son poids immergé (W_c/ (W_c-P_c)).

Le Tableau 1 présente la masse volumique et le facteur de conversion air/eau de certains matériaux utilisés sur les filières. Par exemple, le poids des corps-morts en béton dans l'eau ne représente que 53 à 57 % de leur poids dans l'air.

Par ailleurs, la résultante des deux forces (W_c-P_c) est dirigée vers le haut lorsque la masse volumique du corps immergé est plus petite que celle du liquide. Le corps immergé flotte et la force résultante (W_c-P_c) est appelée la « flottabilité ».

Tableau 1. Masse volumique et facteur de conversion air/eau de certains matériaux utilisés sur les filières maricoles.

Matériau	Masse volumique ($kg \cdot m^{-3}$)	Facteur de conversion air/eau
Acier inoxydable	7750–8840	1,1 – 1,2
Aluminium	2680–2710	1,6
Granite	2700	1,6
Béton	2200–2400	1,7 – 1,9
Sable	1500–2000	2,0 – 3,1
Polystyrène	1040–1100	14 – 56

La flottabilité unitaire d'un corps est égale à sa flottabilité divisée par son volume ($(W_c-P_c)/ V_c$). Le Tableau 2 présente la flottabilité unitaire de certains matériaux utilisés sur les filières maricoles. Les bouées en ABS gonflables ont une flottabilité d'environ 1,0 $kg \cdot l^{-1}$, c'est-à-dire que chaque litre de bouée (1000 cm^3) peut faire flotter un corps dont le poids immergé est inférieur à 1,0 kg. Les bouées de profondeur en verre et en acier ont une flottabilité moindre (0,55 à 0,75 $kg \cdot l^{-1}$) parce que leur structure rigide augmente leur masse volumique.

Tableau 2. Flottabilité unitaire ($kg \cdot l^{-1}$) de certains matériaux utilisés sur les filières flottantes.

Matériau	Flottabilité unitaire ($kg \cdot l^{-1}$)
Bois (selon l'espèce)	0,21–0,61
Polypropylène	0,10–0,23
Polyéthylène	0,07–0,12
Bouée ABS gonflable	0,95–1,05
Bouée ABS moussée	0,70
Bouée en verre	0,55–0,71
Bouée en acier	0,62–0,73

Dans ce rapport, le poids immergé et la flottabilité des composantes ont été calculés pour des corps immergés dans l'eau de salinité 28 et à 10°C (masse volumique de l'eau égale à 1 022 $kg \cdot m^{-3}$).

4.2. CORPS-MORT ET PESÉE DE BÉTON

4.2.1. Bloc de béton

La masse volumique du béton standard varie de 2 200 à 2 400 $kg \cdot m^{-3}$ selon la proportion de granulats utilisée dans le mélange. Comme les producteurs utilisent le plus souvent du béton pré-mélangé acheminé par bétonnière, une valeur de référence de 2 235 $kg \cdot m^{-3}$ est jugée représentative de ce type de mélange. Cela signifie qu'un

bloc de béton de trois tonnes a un volume de 1,34 m^3 et que son poids immergé n'est que 1,62 t (54 % de son poids dans l'air).

Il est possible d'accroître la densité du béton en y ajoutant de l'acier ou de la fonte mais cette pratique n'est pas adoptée par les mariculteurs québécois pour minimiser les coûts de fabrication. On ajoute uniquement un treillis métallique formé de broches à forme n° 9 dans le coffrage avant de couler le béton afin d'y fixer la corde qui sera utilisée pour la manutention. La quantité de broche n'est pas suffisante pour accroître de façon significative la masse volumique du bloc.

4.2.2. Bloc de granite

La pierre naturelle en granite utilisée comme corps-mort a une masse volumique de 2 700 – 2 800 $kg \cdot m^{-3}$. Son poids immergé correspond à 62-63 % de son poids. Le poids immergé d'un corps-mort en granite est 1,4 fois plus élevé que celui d'un bloc de béton de même volume.

4.3. FACTEUR DE CONVERSION AIR/EAU DES SALISSURES

Un facteur de conversion air/eau ($FC_{a/e}$) égal à 5,0 a été obtenu pour les salissures fixées sur deux bouées n'ayant pas été nettoyées pendant 4,5 ans (Gagnon et Bergeron, 2008). Ces salissures largement dominées par les moules sont représentatives de celles retrouvées sur les bouées et cordages très sales. Un $FC_{a/e}$ de 5,0 signifie que la masse volumique des salissures est d'environ 1 300 $kg \cdot m^{-3}$, soit une valeur similaire à celle rapportée dans la littérature (WHOI, 1952; Priour, 1995).

4.4. LIGNES

4.4.1. Cordage neuf

Tous les cordages utilisés par les mariculteurs du Québec pour la ligne maîtresse, les amarres et les jambes sont des cordages torsadés à trois torons. Ils sont de deux types : en polypropylène (PP) ou en polyéthylène-polypropylène (un copolymère PE-PP). Le cordage PP était auparavant le seul type utilisé puisqu'il est le moins dispendieux et qu'il flotte. Depuis une dizaine d'années, les mariculteurs préfèrent utiliser le cordage PE-PP commercialisé sous le nom de Polysteel®. Ce cordage offre une meilleure résistance à la rupture et s'étire moins que le cordage PP sous l'effet de la traction (Polysteel, 2005).

Il y a deux autres types de cordage sur les filières conchylicoles. Le «fuzzy rope» (FR) est un cordage en PP effiloché qui est utilisé comme support lors du boudinage en continu. Enfin, des cordes tressées de petit diamètre en polyéthylène (PE) ou en nylon (PA) sont aussi utilisées pour attacher les supports d'élevage et les bouées sur la ligne maîtresse. Elles ne seront pas traitées dans la présente section.

La ligne d'amarrage est généralement le plus gros cordage utilisé sur les filières (diamètre de 14 à 22 mm). Les diamètres les plus fréquents sont 16 mm (⅝ po) et 19 mm (¾ po). Le diamètre de la ligne maîtresse est de 12 mm (½ po) sur les filières

ancrées dans les sites les plus abrités et de 19 mm (¾ po) dans les sites plus exposés. Les cordages les plus petits sont ceux utilisés pour les jambes (∅ = 8 mm (5/16 po) et 11 mm (7/16 po)).

La masse volumique des fibres de PP et de PE-PP est de 910 et 940 $kg \cdot m^{-3}$ respectivement, ce qui signifie que les cordages faits de ces matériaux flottent contrairement à ceux en polyester (ρ_c = 1 380 $kg \cdot m^{-3}$) et en nylon (ρ_c = 1 140 $kg \cdot m^{-3}$).

Le Tableau 3 fournit le poids et la flottabilité linéiques des cordages PP et Polysteel pour les diamètres les plus fréquemment utilisés. Le poids linéique du cordage Polysteel est légèrement plus élevé que celui du cordage PP de même diamètre.

Tableau 3. Poids et flottabilité linéiques des cordages torsionnés (3 torons) en PP et en Polysteel. Source : Polysteel (2005).

Diamètre		Polypropylène (PP)			Polysteel® (PE-PP)		
		Poids linéique		Flottabilité linéique	Poids linéique		Flottabilité linéique
po	mm	lb/100 pi	g/m	g/m	lb/100 pi	g/m	g/m
1/4	6	1,1	17,1	2,3	1,5	22,3	1,9
3/8	10	2,6	38,7	5,2	3,1	45,9	4,0
7/16	11	3,5	52,1	7,0	3,9	58,3	5,1
1/2	12	4,6	68,5	9,2	5,2	76,9	6,7
9/16	14	5,9	87,8	11,8	6,4	95,6	8,3
5/8	16	7,2	107,3	14,3	7,9	117,8	10,2
3/4	18	10,4	155,0	20,8	11,5	171,0	14,9
7/8	22	14,2	211,6	28,3	15,0	223,5	19,4
1	24	18,0	268,0	35,9	18,3	273,0	23,8

4.4.2. Lignes recouvertes de salissures

La quantité de salissures sur les lignes mytilicoles a été déterminée sur trois filières âgées de 7 ans des lagunes des IDM, 15 filières âgées de 7 ou 8 ans du havre de Gaspé et quatre filières âgées de 5 ans de la baie de Cascapédia (Bergeron et Gagnon, 2008). Les types de ligne caractérisés sont la ligne maîtresse, la ligne d'amarrage et la ligne de jambe.

4.4.2.1. Ligne maîtresse

La partie de la ligne maîtresse accessible à partir de la surface de l'eau est généralement propre sur toute sa longueur puisqu'elle passe régulièrement dans les poulies étoilées. Dans une lagune aux IDM, les algues vertes filamenteuses étaient les seules salissures présentes sur la ligne maîtresse. Ces algues annuelles disparaissent généralement à la fin de la saison estivale. Leur poids immergé est peu élevé de sorte qu'elles ne représentent pas une charge importante sur l'ensemble d'une filière.

4.4.2.2. Lignes d'amarrage et partie inaccessible de la ligne maîtresse

Des quantités appréciables de salissures s'accumulent habituellement sur les amarres et la partie inaccessible de la ligne maîtresse (PILM) des filières submergées. La majeure partie du volume et du poids de ces salissures provient d'organismes vivants et de quantités variables de sédiments limoneux. Les organismes macroscopiques fixés sur ces lignes sont des moules bleues, des hydres, des anémones, des étoiles de mer et des laminaires. Les moules sont largement dominantes aussi bien en poids qu'en volume et se fixent souvent sur toute la périphérie du cordage pour former une gaine ressemblant à un boudin de moule typique. Les hydres sont omniprésentes sur les amarres et sont souvent retrouvées en touffes très denses sur le cordage ou sur les moules.

Mis à part les portions de lignes recouvertes de moules âgées de moins d'un an (fixation secondaire), les salissures sur les amarres et les PILM ont été classées en trois catégories selon leur abondance et disposition (Tableau 4). La catégorie A correspond à une gaine uniforme formée de jeunes moules d'âge 1+ an très denses. Ces moules ne sont pas attachées fermement et ne portent aucune salissure. Cette gaine de moules a un diamètre de 13-15 cm et un poids linéique moyen (9,2 $kg \cdot m^{-1}$) un peu moins élevé que celui des boudins de moules matures.

Tableau 4. Taille de la gaine (cm), poids linéique ($kg \cdot m^{-1}$) et masse volumique apparente ($kg \cdot m^{-3}$) des salissures recueillies sur les amarres et la PILM des filières de Gaspé et de Cascapédia.

Catégorie	Diamètre apparent (cm) (min-max)	Poids linéique moyen ($kg \cdot m^{-1}$)	Masse volumique apparente ($kg \cdot m^{-3}$)
A - Gaine de petites moules	13,6 – 15,4	9,2	524
B - Gaine de grosses moules	14,6 – 27,3	15,4	522
C - Grappe de grosses moules	26,6 – 31,4	27,1	409

La catégorie B correspond à des moules de plus de 50 mm de longueur qui forment une gaine continue de 0,15 – 0,30 m de diamètre fermement attachée à la ligne. On retrouve fréquemment des anémones, des étoiles de mer et des hydres sur ces moules. Ces salissures ont un poids linéique moyen (15 $kg \cdot m^{-1}$) plus élevé que celui des boudins de moules matures.

La catégorie C correspond à une succession de grappes de grosses moules suspendues au cordage et le plus souvent recouvertes d'anémones et d'hydres. Ces grappes sont le plus souvent faiblement attachées au cordage et leur longueur peut facilement atteindre 0,3 m. La taille maximale des moules atteint 85 mm. Ces salissures ont un poids linéique moyen (27 $kg \cdot m^{-1}$) deux fois plus élevé que celui des boudins de moules matures.

La masse volumique apparente des gaines de moules (Catégories A et B) est similaire à celle d'un boudin de moules (550 kg·m^{-3}; voir la Section 4.6.1) alors que celle des grappes de moules (Catégorie C) est moins élevée parce que la mesure du diamètre utilisée surestime le volume de l'enveloppe des grappes.

Les salissures de catégories A, B et C recouvrent en moyenne 47,5 % de la longueur totale des amarres de filières immergées pendant 7 ou 8 ans dans le havre de Gaspé. Elles sont généralement plus abondantes sur la portion centrale de la ligne à une distance de 5 à 17 m de la bouée tendeur. Le poids total de salissures sur les trois amarres les plus garnies de Gaspé variait entre 222 et 286 kg (Tableau 5).

Dans la baie de Cascapédia, les salissures recouvrent jusqu'à 73 % de la longueur des amarres inspectées. Le poids de salissures sur une ligne totalement recouverte de salissures ayant séjourné cinq ans en mer est estimé à 251 kg (Tableau 5).

Tableau 5. Abondance des salissures sur les amarres les plus chargées du havre de Gaspé et de la baie de Cascapédia examinées par Bergeron et Gagnon (2008).

Site d'élevage	Longueur totale de salissures (catégories A, B et C) (m)	Poids total de salissures (kg)
Havre de Gaspé (7 ou 8 ans en mer)	16,3	286
	14,1	228
	16,6	222
Baie de Cascapédia (5 ans en mer)	21	251

4.4.2.3. Lignes de jambe

Dans le havre de Gaspé, la partie supérieure des lignes de jambes examinées était recouverte d'une épaisse gaine de salissures (principalement des moules) sur une longueur de 4 à 5 m qui avait tout à fait l'apparence d'un boudin de moules typique. La moitié plus profonde de la corde était pratiquement libre de salissures (surtout des touffes d'hydres). L'abondance des salissures sur la partie supérieure des lignes de jambe serait attribuable au contact continu de cette partie des lignes avec le boudin de moules adjacent.

Dans la baie de Cascapédia, des mesures plus précises ont été réalisées sur quatre lignes de jambe typiques. La longueur moyenne des lignes couvertes d'une gaine de salissures était de 5,4 m. Le diamètre apparent (D_{env}) des salissures sur la moitié supérieure des lignes de jambe (0,13 m en moyenne) était un peu plus petit que celui des boudins de moules matures prélevés sur les mêmes filières. La masse volumique apparente des salissures sur ces lignes a été estimée à environ 500 kg·m^{-3}, ce qui donne un poids de salissures d'environ 35 kg sur chaque ligne de jambe.

4.5. BOUÉES

4.5.1. Bouées neuves

Les caractéristiques mécaniques des bouées neuves pour les principaux modèles utilisés au Québec sont présentées au Tableau 6.

Dans l'ensemble, la flottabilité des bouées sphériques neuves correspond à celle indiquée par les fournisseurs. Les valeurs jugées représentatives sont 14,5 kg et 34,4 kg pour un diamètre de 0,3 et 0,4 m respectivement. Par ailleurs, les bouées EVPM-7.5 et PSL-550 ont une flottabilité un peu plus élevée que celle spécifiée par le fabricant.

Tableau 6. Propriétés des principaux types de bouées utilisés par les mariculteurs québécois.

Forme	Modèle	Diamètre D_0 (m)	Volume (litre)	Poids (kg)	Flottabilité (kg)		Résistance à l'immersion (profondeur en m) [2]
					selon le fabricant	mesurée[1]	
Sphérique	GDI 12 po	0,3	14,6	0,9	14,8	14,8; 14,5; 14,6; 15,0	13,7
	Cards 12 po	0,3	14,6	vm	14,8	15,0	10,0
	GDI 16 po	0,4	35	2,1	40,0	35,1; 34,7; 34,1	13,7
	EVPM 16 po	0,4	35	1,7	34,0	34,2; 34,2	13,7
	Ropak 16 po	0,4	35	3,5	vm	34,1; 30,6	13,7
Cylindrique	EVPM-7.5	0,19	13,8	0,7	9,5	11,0	13,7
	PSL-550	0,22	8	0,9	6,8	8,9; 9,1; 9,1	30

(1) Il y a autant de valeurs que de bouées testées.
(2) Selon les fiches techniques des fournisseurs.
vm : Valeur manquante.

4.5.2. Bouées recouvertes de salissures

4.5.2.1. Bouées de compensation et de jambe

Les bouées de compensation et de jambe sont facilement accessibles lorsqu'une filière est hissée hors de l'eau et les mariculteurs les nettoient régulièrement. Selon les observations faites dans la baie de Cascapédia, les salissures fixées sur des bouées de compensation échantillonnées quatre mois après un nettoyage étaient concentrées sur l'anneau et une partie de la corde d'attache (Bergeron et Gagnon, 2008). La diminution de la flottabilité attribuable à ces salissures était d'environ 1 %.

Des bouées de compensation et de jambe provenant de filières non entretenues et recouvertes d'une grande quantité de salissures ont été examinées par Bergeron et Gagnon (2008). Dans le havre de Gaspé, des bouées qui n'avaient pas été nettoyées pendant deux ans étaient recouvertes en moyenne de 2,1 kg de salissures dans le cas des bouées de 0,3 m et de 12,9 kg pour les bouées de 0,4 m (Tableau 7). La réduction moyenne de flottabilité était de 3 % et 7,5 % respectivement pour ces deux tailles de bouées.

Dans le cas de bouées de la baie de Cascapédia qui n'avaient pas été nettoyées depuis 4,5 ans, la réduction de flottabilité atteignait près de 18 % pour une bouée de 0,3 m. Deux bouées de 0,4 m recouvertes d'une couche épaisse et uniforme de salissures (8 – 9 cm d'épaisseur en moyenne) ont été jugées représentatives de la charge maximale de salissures sur une bouée. Le poids moyen des salissures sur ces bouées était de 48,9 kg et entraînait une réduction moyenne de flottabilité de 29 %.

4.5.2.2. Bouées tendeur

Contrairement aux bouées de compensation et de jambe, les bouées tendeur ne sont pas accessibles à partir de la surface et ne sont donc pas nettoyées par les mariculteurs. Les salissures peuvent donc s'y accumuler pendant plusieurs années. Les salissures ont été caractérisées sur huit bouées de 0,4 m du havre de Gaspé et deux bouées de 0,4 m de la baie de Cascapédia (Bergeron et Gagnon, 2008). Il n'a pas été possible de déterminer depuis combien de temps ces bouées n'avaient pas été nettoyées mais ce pourrait être depuis au moins trois ans. Ces bouées étaient disposées individuellement sur l'amarre.

Les moules représentaient toujours la majeure partie du volume et du poids des salissures et leur longueur maximale atteignait 80 mm. Les ascidies, les hydres, les éponges, les anémones et les étoiles de mer ont été les autres groupes fauniques retrouvés. À l'exception des algues filamenteuses annuelles, les algues brunes appartenant au genre *Laminaria* étaient les plus fréquentes.

Dans le havre de Gaspé, les salissures recouvraient moins de 50 % de la surface de ces bouées. Le poids moyen de salissures sur les huit bouées s'élevait à 7,9 kg (Tableau 7). Le diamètre apparent a atteint 0,46 m sur une bouée recouverte de 7,5 kg de moules et correspondait à une épaisseur moyenne de salissures d'environ 3 cm. La réduction de la flottabilité fut en moyenne de 4,6 %. Selon les mariculteurs, ces huit bouées n'étaient pas parmi les plus sales du site maricole.

Les deux bouées tendeur récupérées en plongée sous-marine dans la baie de Cascapédia étaient nettement plus sales que celles du havre de Gaspé. Elles étaient recouvertes en totalité de moules. La bouée la plus lourde avait un diamètre apparent de 0,52 m et l'épaisseur moyenne de la couche de moules était de 6 cm. Le poids des salissures atteignait 20 et 23 kg sur ces deux bouées ce qui correspond à une perte de flottabilité de 12,7 % en moyenne.

Il n'y a pratiquement pas de données quantitatives dans la littérature sur l'accumulation de salissures sur les bouées maricoles puisque les filières flottantes

Tableau 7. Abondance des salissures et flottabilité moyenne des bouées sphériques non nettoyées prélevées dans le havre de Gaspé et la baie de Cascapédia.

Site d'élevage	Type de bouées	Diamètre des bouées D_0 (m)	Nombre de bouées	Temps sans nettoyage (an)	Diamètre apparent D_{env} (cm)	Poids moyen des salissures (kg)	Flottabilité de la bouée (kg)	Réduction de la flottabilité due aux salissures (%)
Havre de Gaspé	compensation et de jambe	0,3	2	2	nm	2,1	14,3	2,9
		0,4	2		nm	12,9	32,0	7,5
	tendeur	0,4	8	≥ 3 (1)	44 (n= 2)	7,9	32,5	4,6
Baie de Cascapédia	compensation et de jambe	0,3	1	4,5	40,4	12,5	12,1	17,7
		0,4	2		58,4	48,9	24,5	28,8
	tendeur	0,4	2	≥ 3 (1)	51,9 (n = 1)	21,6	30,2	12,7

(1) Le temps sans nettoyage est inconnu mais il est d'au moins 3 ans.
nm : non mesuré.

exploitées à l'échelle commerciale ailleurs dans le monde sont le plus souvent des filières de surface dont les bouées sont partiellement exposées à l'air et facilement accessibles pour le nettoyage. Les salissures ont davantage été étudiées dans le cadre d'études portant sur les dommages structurels et les impacts hydrodynamiques qu'elles provoquent sur des structures comme les coques de navires, les structures portuaires, les plateformes de forage et les prises d'eau.

Les bouées de 0,4 m submergées dans la baie de Cascapédia pendant 4,5 ans portaient jusqu'à 100 $kg \cdot m^{-2}$ de salissures, ce qui est nettement plus élevé que la biomasse sur les bouées de navigation mouillées annuellement dans les eaux de surface de la péninsule gaspésienne (13-16 $kg \cdot m^{-2}$; Tableau 8) ou celles mouillées pendant 2-4 ans en milieu côtier ou océanique (10-60 $kg \cdot m^{-2}$). Elle est du même ordre de grandeur que celle mesurée à moins d'un mètre de profondeur sur les piliers d'une plateforme de forage exploitée dans la mer Adriatique (65-115 $kg \cdot m^{-2}$) qui, selon les auteurs de l'étude (Relini et Montarani, 2001), compte parmi les plus élevées dans la littérature. Sur la base de ces comparaisons, un poids de salissures de 100 $kg \cdot m^{-2}$ sur les bouées maricoles correspondrait approximativement à la quantité maximale que peuvent supporter de telles bouées. Ainsi, la réduction de flottabilité attribuable aux salissures fixées sur des bouées sphériques non entretenues pendant 4-5 ans ne devrait pas dépasser la valeur de 30 % présentée ci-dessus. Il faut toutefois noter que les bouées tendeurs sont parfois attachées en grappe et que le frottement les unes sur les autres peut alors réduire considérablement la quantité de salissures.

4.5.3. Résistance à l'immersion

Contrairement aux bouées installées sur des filières de surface, celles utilisées au Québec doivent être en mesure de résister à la pression hydrostatique puisque les filières sont submergées durant une partie ou la totalité du cycle de production. Les premières bouées pressurisées qui ont été utilisées vers la fin des années '80 par les mariculteurs québécois n'étaient pas conçues pour une immersion prolongée à 8-10 m de profondeur et les pertes subies par certains mariculteurs ont été significatives. Les fabricants de l'est du Canada ont par la suite amélioré la résistance de leurs bouées maricoles sans trop d'incidence sur le coût d'achat, ce qui a permis de minimiser les bris par implosion.

Selon les fiches techniques fournies par les distributeurs, tous les modèles de bouées du Tableau 6 ont une résistance à la pression de 10 à 13,7 m (33 à 45 pieds) sauf la PSL-550 qui résiste à une profondeur de 30 m (100 pieds). C'est d'ailleurs pour cette raison que cette bouée est le seul modèle utilisé sur les filières de captage de pétoncles dont la ligne maîtresse est maintenue à près de 25 m de profondeur au large des IDM.

Tableau 8. Abondance des salissures dominées par les moules par unité de surface ($kg \cdot m^{-2}$; poids humide) sur les bouées maricoles recueillies dans le cadre de la présente étude et sur d'autres types de structures anthropiques installées en milieu côtier ou en haute mer dans différentes régions du monde.

Type de structure	Région / Site	Caractéristiques du substrat (1)	Période sans nettoyage	Profondeur du substrat (m)	Poids de salissures ($kg \cdot m^{-2}$)	Référence
Bouée maricole	Havre de Gaspé	Bouée sphérique en polyéthylène n = 4 bouées ø = 0,4 m PAS = 0	2 ans	8 – 10	20 – 31	Présente étude
	Baie de Cascapédia	Bouée sphérique en polyéthylène n = 2 bouées ø = 0,4 m PAS = 0	4,5 ans	8 – 10	91 – 101	Présente étude
Bouée de navigation	Golfe du Saint-Laurent Sites côtiers en Gaspésie	Bouée en acier n = 11 bouées ø : non spécifié PAS = 0	6 mois	0 – 2	13 – 16 (2)	Ardisson *et al.*, 1990
	Mer du Nord (côte ouest de la Suède) Site offshore	Bouée en acier n = 10 bouées ø = 3 m PAS = 1	2 et 3 ans	0,5	13 (moy) 20 (max)	Langhamer *et al.*, 2009
	Mer de Chine Singapour Site côtier	Bouée en acier	2 ans	0 – 2	Jusqu'à 40	Lim *et al.*, 2009
	Eaux côtières américaines	Bouée en acier n = 68 bouées	3 ans	0 – 5	environ 60 en moyenne (max = 127)	WHOI, 1952
Bouée océanographique	Mer de Ligurie Site offshore	Bouée en acier n = 1 bouée ø = 0,6 m PAS = 0	4,3 ans	1 à 7	1,1 à 1,3	Relini *et al.*, 2001
Plateforme de forage	Mer Adriatique Ravena (site offshore)	Pilier de la plateforme	inconnue	0,5 – 1,0	64 – 115	Relini et Montanari, 2001

(1) PAS : 0 = aucune peinture antisalissure; 1 = avec peinture antisalissure.
ø : diamètre; n = nombre de bouées caractérisées.

(2) Biomasse maximale moyenne annuelle pour les 5 espèces dominantes (dont la moule) calculée pour la période 1975-1984.

Comme les bouées pressurisées utilisées par l'industrie maricole ne contiennent aucune mousse ou polystyrène à l'intérieur, leur résistance à l'immersion est fonction de la pression d'air interne et de l'épaisseur des parois. Ces renseignements n'apparaissent sur aucune des fiches techniques examinées. Le fabricant des bouées EVPM précise toutefois que ses bouées sont scellées avec une pression d'air de 20 psi (1,38 bar; Marc-André Robichaud, Entreprises Shippagan Ltée, Shippagan, Nouveau-Brunswick) ce qui est en deçà de la pression qui prévaut à une profondeur de 10 m (2,0 bars).

La résistance à l'immersion n'a été vérifiée pour aucune des bouées échantillonnées. Selon les témoignages des mariculteurs, l'implosion des bouées pressurisées n'est plus un problème en autant qu'elles ne sont pas submergées à plus de 10 m de profondeur. L'implosion de bouées de compensation submergées est occasionnellement rapportée par les mariculteurs et peut être liée à un vice dans la fabrication de la bouée ou au fait qu'une portion de la filière se retrouve à plus de 12 m de profondeur en raison d'une flottabilité de réserve insuffisante sur la filière.

4.6. SUPPORTS D'ÉLEVAGE

4.6.1. Boudin de moules

Un boudin de moule en continu est un long filet tubulaire qui, une fois attaché à la filière, forme une succession de grandes et de petites boucles suspendues sous la ligne maîtresse (Figure 3). La distance entre les points d'attache sur la ligne maîtresse varie de 0,61 m aux IDM à 0,71-0,75 m en Gaspésie. Les lignes d'attache du boudin ont 0,4-0,5 m de longueur. La partie inférieure de chaque grande boucle se situe à 2,0 m sous la ligne maîtresse dans les lagunes des IDM et à 4,5 m en Gaspésie.

Les boudins de 24 mois échantillonnés en mai dans la lagune de Havre-aux-Maisons avaient un diamètre moyen de 0,16 m et un poids linéique autour de 10 $kg \cdot m^{-1}$ (Tableau 9). Cette valeur est la même que celle obtenue par Bourque et Myrand (2006) au même site en été pour des boudins de 19-22 mois. Le diamètre et le poids linéique jugés représentatifs d'un boudin en continu bien garni, sans salissures, âgé de 24 mois dans les lagunes des IDM sont de 0,16 m et de 10 $kg \cdot m^{-1}$ respectivement.

Les boudins de 25-27 mois recueillis en septembre à Gaspé étaient nettement plus gros et plus lourds que les précédents : 0,18 m de diamètre et 15,2 $kg \cdot m^{-1}$ en moyenne. Les cinq portions (sur un total de sept) les plus âgées (27 mois) avaient une forme cylindrique régulière, un diamètre de 0,19 m et pesaient 16 $kg \cdot m^{-1}$ en moyenne.

Les boudins de 24 mois recueillis dans la baie de Cascapédia en novembre avaient un poids linéique moyen de 10,4 $kg \cdot m^{-1}$ soit près de 5 $kg \cdot m^{-1}$ de moins que ceux de Gaspé. Deux des quatre portions récoltées portaient de nombreuses étoiles de mer et coquilles vides. Un contact des boudins avec le fond pourrait expliquer l'écart du poids linéique entre ces deux sites.

Tableau 9. Caractéristiques des boudins matures recueillis sur des filières commerciales des IDM et de la Gaspésie. Les valeurs présentées sont la moyenne et l'étendue.

Site	Mois de récolte	Âge du boudin (mois)	n[2]	Diamètre de l'enveloppe D_{env} (m)	Poids linéique ($kg \cdot m^{-1}$)[3]	Masse volumique apparente ($kg \cdot m^{-3}$)	Référence
IDM (lagune HAM)[1]	mai	24	6	0,16 (0,14-0,18)	9,9 (8,7-10,8)	512 (395-650)	Présente étude
	juin à septembre	19–22	25	-	9,9 (7,2-11,9)	-	Bourque et Myrand, 2006
Gaspé	septembre	25–27	7	0,18 (0,16-0,20)	15,2 (12,7-17,8)	557 (452-618)	Présente étude
Baie de Cascapédia	novembre	24	4	0,15 (0,13-0,18)	10,4 (8,6-12,1)	580 (539-612)	
	fin juillet/début août	34	9	-	11,0 (4,2-18,3)	-	Leblanc *et al.*, 2009
	novembre	38	13	-	12,6 (5,1-21,5)	-	

(1) HAM = Havre-aux-Maisons.
(2) Nombre de portions de boudin sur lesquelles les mesures ont été faites.
(3) Le poids inclut la matière inerte.

Le poids linéique des boudins de la baie de Cascapédia recueillis par Leblanc *et al.* (2009) ne dépassait pas 13 $kg \cdot m^{-1}$ en moyenne même après 38 mois de grossissement. La masse volumique apparente moyenne d'un boudin de moule mature variait en moyenne de 512 à 580 $kg \cdot m^{-3}$ selon le site.

Le facteur de conversion air/eau ($FC_{a/e}$) des boudins de moules matures est en moyenne de 5,1 à Cascapédia et 5,4 aux deux autres sites (Tableau 10). La méthode utilisée et les caractéristiques des boudins échantillonnés n'étaient pas les mêmes aux trois sites. Les boudins utilisés pour les mesures à Gaspé étaient les plus longs (4 à 5 m de longueur), de forme régulière, ne portaient aucune salissure, ni prédateurs et très peu de coquilles vides. Ces boudins avaient un diamètre variant entre 0,18 et 0,20 m, un poids linéique de 14,5 à 17,8 $kg \cdot m^{-1}$ et une masse volumique apparente moyenne de 534 $kg \cdot m^{-3}$. Un $FC_{a/e}$ de 5,4 apparaît donc être la valeur la plus juste pour estimer le poids immergé à partir du poids pour un boudin de moules mature avec peu ou pas de salissures et une quantité négligeable de moules mortes.

Tableau 10. Poids (kg) et facteur de conversion air/eau des portions de boudins recueillies à chacun des sites.

Site	n[1]	Poids (kg)[2]	Poids immergé (kg)[2]	$FC_{a/e}$[3]	
				Moyen	Cumulatif
IDM	12	55,7	10,35	5,41	5,38
Cascapédia	6	58,6	11,5	5,07	5,10
Gaspé	5	341,3	62,9	5,45	5,43

(1) Nombre de portions de boudins pesées.
(2) Poids total cumulé de toutes les portions recueillies à chaque site.
(3) Rapports basés sur les poids moyens et les poids cumulés des échantillons.

Un facteur de conversion air/eau de 5,4 signifie que la masse volumique du boudin est d'environ 1 260 $kg \cdot m^{-3}$. Cette valeur est similaire à celles obtenues pour les salissures dans le cadre de la présente étude et dans la littérature (WHOI, 1952; Priour, 1995). Une masse volumique de 1 260 $kg \cdot m^{-3}$ signifie que le volume de l'enveloppe du boudin (V_a) correspond à un peu plus de deux fois (1 260/546) le volume d'eau déplacé (V_c) par le boudin.

Bien que les prédateurs (crabes et étoiles de mer) soient présents sur les boudins de moules, les salissures les plus problématiques dans ce cas sont plutôt les nouvelles cohortes de moules (fixation secondaire) qui se fixent sur les moules durant le grossissement. Ces jeunes moules peuvent entraîner une surcharge des lignes d'élevage. Le poids linéique de ces jeunes moules sur les boudins d'un an dans les lagunes des IDM peut atteindre 9 $kg \cdot m^{-1}$ sept mois après leur fixation (Bourque et Myrand, 2005).

4.6.2. Collecteur de moules

Le collecteur «polyrope» utilisé pour capter les larves de moule selon la méthode traditionnelle (collecteurs en I) a le plus souvent un diamètre de 12 mm (½ po) et une longueur de 1,5 à 3 m. Le poids linéique d'un collecteur polyrope mature est en moyenne de 2,4 et 2,7 $kg \cdot m^{-1}$ à la fin d'octobre dans les lagunes des Îles-de-la-Madeleine (Myrand et Richard, 1987). Le diamètre et le poids immergé des collecteurs au moment de la récolte ont rarement été mesurés.

4.6.3. Sac de captage de pétoncles

Au Québec, le captage du pétoncle est effectué à l'aide de bandes rectangulaires de thermoplastique Netron® insérées dans un sac à oignon de 80 cm de longueur par 40 cm de largeur et dont la taille des mailles varie entre 2 et 6 mm (Figure 6).

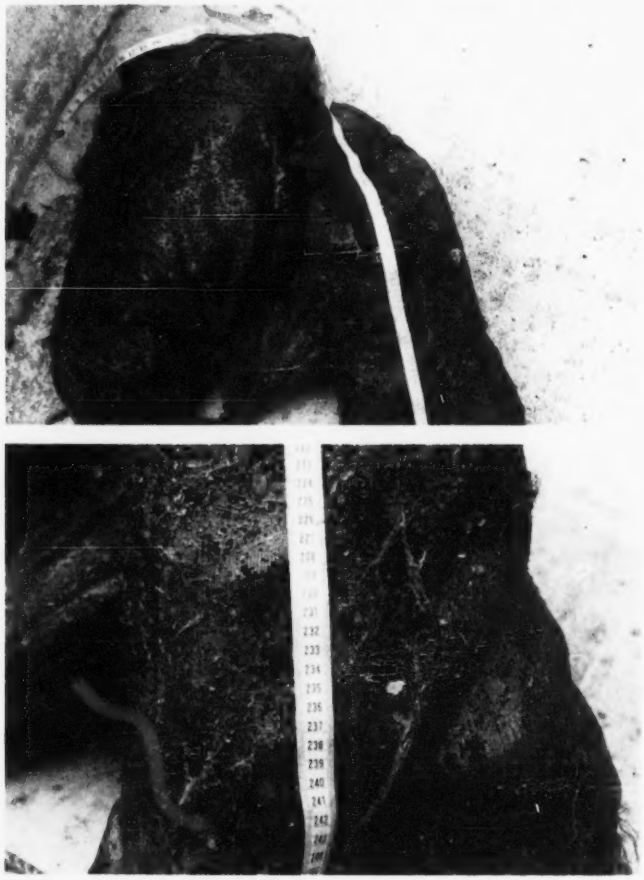


Figure 6. Sacs à oignon contenant des bandes de Netron® utilisées pour le captage des pétoncles.

Les sacs de captage ayant séjourné 12,5 mois en mer échantillonnés par Bergeron et Gagnon (2008) avaient un volume apparent moyen de 12,4 litres et un poids moyen de 3,5 kg (Tableau 11). À titre de comparaison, le poids moyen des collecteurs âgés de 13 mois recueillis en octobre était de 2,4 kg (Carole Cyr, Merinov, Cap-aux-Meules, IDM, comm. pers.) soit 1,1 kg de moins que la moyenne obtenue par Bergeron et Gagnon (2008). Cette différence est attribuable au fait que ce sont les collecteurs les plus volumineux que ces auteurs ont échantillonnés.

Le $FC_{a/e}$ moyen des sacs de captage était 6,24 (Bergeron et Gagnon, 2008). Ce résultat indique que le volume d'eau déplacé par un sac (V_c) est de 2,8 litres et que sa masse volumique est 1 220 $kg \cdot m^{-3}$. Or, si on postule que le quart du volume du sac est rempli avec du filet dont la masse volumique est environ 900 $kg \cdot m^{-3}$, la masse volumique des mollusques et salissures est environ 1 300 $kg \cdot m^{-3}$, ce qui est similaire aux valeurs obtenues pour le boudin de moules et les salissures sur les bouées.

Tableau 11. Volume, poids et facteur de conversion air/eau des sacs de captage matures.

Volume apparent (l) n = 64	Poids moyen (kg)	Poids immergé moyen (kg)	$FC_{a/e}$ n = 31
12,4	3,47	0,56	6,24

Les salissures observées sur les 86 sacs échantillonnés en octobre 2004 étaient exclusivement des hydres. Plus des deux tiers des sacs examinés ne portaient pas de salissures et la proportion de sacs recouverts sur plus de 25 % de leur surface n'était que de 8 %. Le poids des salissures seules n'a pas été mesuré.

4.6.4. Panier japonais («pearl-net»)

Le panier japonais est de forme pyramidale avec une base carrée de 0,30 à 0,35 m et une hauteur de 0,25 m (Figure 5A). La maille du filet est choisie en fonction de la taille des pétoncles qui y sont placés. Les pétoncles grossissent en paniers durant une année complète avant d'être transférés dans des lanternes chinoises ou placés en boucles d'oreilles.

Cinq paniers sont superposés à 0,3 m l'un de l'autre et suspendus à la verticale sous la ligne maîtresse pour une hauteur totale d'environ 2,5 m. Le poids d'une série de cinq paniers (propres et vides) est d'environ 3,0 kg. Une fois immergés, ces paniers ne pèsent que 1,3 kg en moyenne (pétoncles et salissures inclus) après un séjour d'un an dans une lagune des IDM (Brulotte *et al.*, 2008). Après un séjour de deux ans en lagune, les salissures sur ces cinq paniers totalisaient 4,3 kg en moyenne (poids frais). Par ailleurs, les paniers japonais maintenus à une profondeur de 8 m dans le havre de Gaspé pendant 4,5 mois portaient en moyenne 5 $kg \cdot m^{-2}$ de salissures (Girault *et al.*, 2005).

4.6.5. Lanterne chinoise

La lanterne chinoise est une structure cylindrique de type accordéon à plusieurs étages (le plus souvent entre 5 et 10) de 0,5 m de diamètre recouvert d'un filet dont la maille est choisie selon la taille des pétoncles (Figure 5B). La hauteur entre chaque étage est généralement de 0,2 m de sorte qu'une lanterne de 10 étages atteint 2 m de hauteur. Il n'existe à notre connaissance aucune donnée sur le poids des lanternes chinoises avec ou sans salissures dans la littérature.

4.6.6. Cage rigide

Les cages rigides utilisées en Gaspésie pour l'élevage du pétoncle sont formées de paniers de plastique (polychlorure de vinyle ou PVC) superposés. Les paniers carrés ont 0,58 m de coté et 0,08 m de hauteur. Ils sont percés d'orifices de 5 mm de coté. Chaque panier est troué en son centre pour le passage d'un cylindre de plastique creux qui permet de les empiler les uns sur les autres. Chaque cage est constituée de 11 paniers et est munie d'une pesée en béton de 8 kg. Ces cages sont suspendues individuellement à la ligne maîtresse et sont espacées de 2 m. Le poids immergé d'une cage vide et propre est de 0,75 kg excluant la pesée en béton (Leblanc *et al.*, 2007).

La quantité de salissures sur ces cages rigides en plastique maintenues à 8 m de profondeur dans le havre de Gaspé était en moyenne de 0,8 $kg \cdot m^{-2}$ (poids humide) après 4,5 mois d'immersion (Girault *et al.*, 2005).

4.6.7. Suspension en boucles d'oreilles

Dans le cas de la suspension en boucles d'oreilles, les pétoncles sont disposés par paires le long de la corde qui est attachée à la verticale à la ligne maîtresse. La distance entre chaque paire de pétoncles est fixée à 0,10-0,11 m. Entre 20 et 30 paires de pétoncles sont disposées sur chacune des cordes. Une corde standard qui porte 60 pétoncles a une longueur de 3 m et pèse 2 kg au moment de sa mise à l'eau (Girault *et al.*, 2005). Le poids immergé d'une ligne de 40 pétoncles ayant séjourné un an en mer aux IDM était en moyenne de 1,25 kg (Brulotte *et al.*, 2008).

4.7. ALGUES MARINES CULTIVÉES

Les plants de laminaires cultivées au Québec sont constitués d'une fronde unique, un mince stipe cylindrique plus ou moins long et un crampon avec lequel l'algue s'attache solidement à la corde de soutien. Les espèces du genre *Saccharina* ont une grande plasticité morphologique en fonction des conditions hydrodynamiques locales (Kawamata, 2001; Buck et Buchholdz, 2005; Koehl *et al.*, 2008). Les plants qui croissent dans les sites exposés ont une fronde étroite, épaisse et plate (phénotype plat) alors que ceux des milieux abrités ont une fronde plus large et moins épaisse avec des rebords ondulés (phénotype ondulé). Les plants de *S. longicruris* cultivés au Québec à plus de 5 m de profondeur sont du deuxième type (Gendron *et al.*, 2010).

Le poids humide des laminariales sur les filières bien garnies en fin d'élevage (début de l'été) varie entre 3 et 20 $kg \cdot m^{-1}$ de ligne maîtresse (Buck et Buchholz, 2005;

Gendron et Tamigneaux, 2008, Gendron *et al.*, 2010; Tamigneaux, 2011). La masse volumique des algues cultivées au Québec se situe entre 1050 et 1065 $kg \cdot m^{-3}$, (Kawamata, 1998), ce qui donne un poids immergé entre 0,1 et 0,7 $kg \cdot m^{-1}$ de ligne. Au Québec, le poids des épibiontes sur les plants de *S. longicruris* augmente considérablement à partir du mois de juillet et le bryozoaire encroûtant *Membranipora membranacea* peut alors recouvrir complètement les plants et ainsi augmenter leur masse volumique (Gendron et Tamigneaux, 2008).

5. COEFFICIENTS HYDRODYNAMIQUES DES COMPOSANTES

Les coefficients hydrodynamiques permettent d'estimer les forces exercées par le courant et la houle sur les composantes des filières en utilisant l'équation de Morison.

5.1. CONSIDÉRATIONS THÉORIQUES

L'équation de Morison permet de calculer les forces générées par le courant et la houle sur les corps complètement immergés. La formulation est valide pour les corps minces ou de petite taille par rapport à la longueur d'onde de la houle (Susbielles et Bratu, 1981; Det Norske Veritas, 2009), ce qui est le cas de toutes les composantes des filières maricoles dans un courant continu et dans une houle d'au moins 5 m de longueur d'onde. L'équation de Morison est notamment appropriée pour estimer les forces hydrodynamiques en conditions extrêmes (courant et houle de récurrence d'au moins 20 ans) et ainsi évaluer le risque que la résistance des cordages et des ancrages soit excédée.

5.1.1. Cas des corps rigides et fixes dont l'axe longitudinal est normal à un courant continu

Dans sa plus simple expression, l'équation de Morison permet de calculer la force exercée par un courant continu sur un corps solide et fixe dont l'axe longitudinal est perpendiculaire à la direction du courant (Figure 7); elle prend alors la forme suivante :

$$F_d = 0{,}5\rho_l C_d A U^2 \qquad (3)$$

où :

F_d est la force de traînée (N);
ρ_l est la masse volumique de l'eau;
C_d est le coefficient de traînée du corps (non-dimensionnel);
A est la surface de référence du corps (m^2); et
U est la vitesse du courant ($m \cdot s^{-1}$).

La force de traînée est le produit de la pression hydrodynamique ($0{,}5\rho_l U^2$) et de la surface de traînée du corps ($C_d A$). La pression hydrodynamique dépend uniquement

des caractéristiques de l'écoulement alors que la surface de traînée est une caractéristique du corps soumis à cet écoulement.

5.1.1.1. Effet de la vitesse et de la viscosité de l'eau et du diamètre du corps

Le coefficient de traînée des corps rigides et fixes dépend des facteurs suivants : la vitesse, la viscosité et la turbulence de l'eau ainsi que le diamètre, la rugosité, l'allongement et la porosité du corps. Nous examinons ci-dessous l'effet de chacun de ces facteurs en commençant par les quatre premiers.

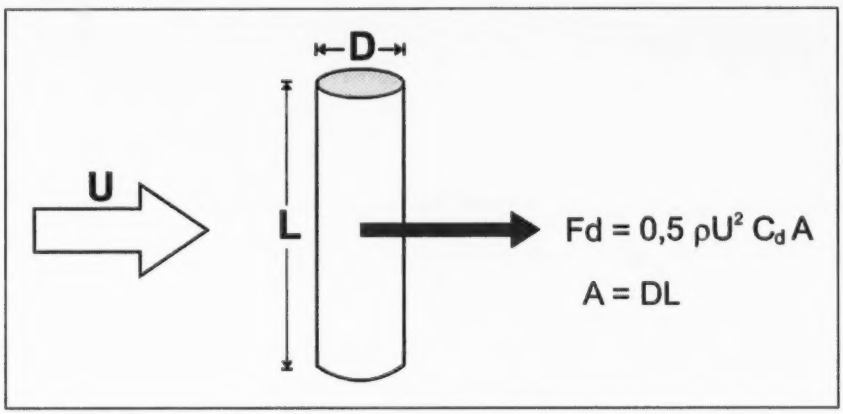


Figure 7. Force de traînée (F_d) sur un cylindre dont l'axe principal est perpendiculaire à la direction du courant.

Le nombre de Reynolds (R_e) est un paramètre non-dimensionnel qui permet de tenir compte de l'effet de la vitesse du courant, de la viscosité de l'eau et du diamètre du corps sur le coefficient de traînée (Det Norske Veritas, 2009) :

$$R_e = U \cdot D / V \qquad (4)$$

où :

D est le diamètre (m); et
V est la viscosité cinétique du fluide ($1,2 \times 10^{-6}$ $m^2 \cdot s^{-1}$ pour l'eau de mer et $1,5 \times 10^{-5}$ $m^2 \cdot s^{-1}$ pour l'air).

Théoriquement, le coefficient de traînée d'un type de corps donné est le même pour n'importe laquelle des combinaisons de U, D et *V* qui donne le même nombre de Reynolds. Par exemple, le coefficient de traînée d'une sphère de 0,1 m de diamètre dans un courant de 1,0 $m \cdot s^{-1}$ ($R_e = 8 \times 10^4$) est théoriquement le même que celui d'une sphère de 1,0 m de diamètre dans un vent de 1,2 $m \cdot s^{-1}$ ($R_e = 8 \times 10^4$).

Les filières maricoles peuvent être modélisées en utilisant les trois types de corps suivants (Figure 8) :

- sphère : bouées/flotteurs sphériques;
- cylindre (circulaire) : bouées/flotteurs cylindriques, boudins de moules et supports d'élevage cylindriques;
- prisme carré : supports d'élevage à section polygonale.

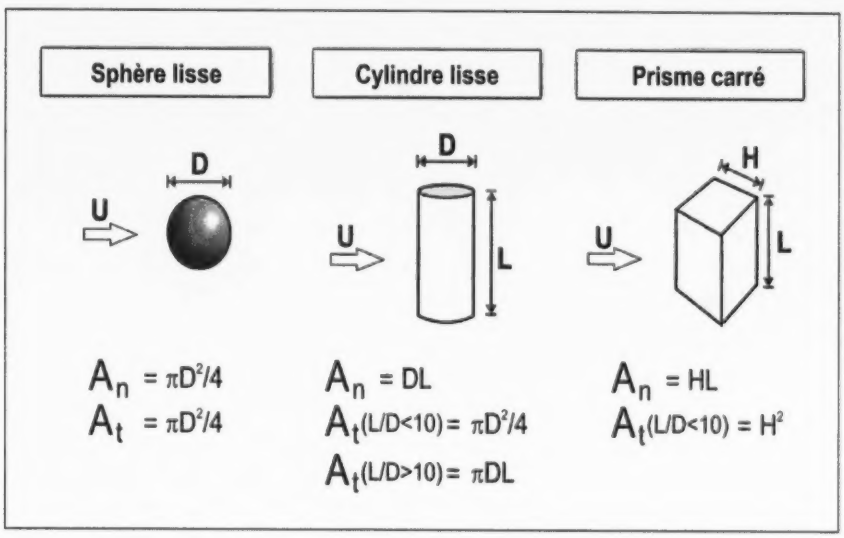


Figure 8. Les trois types de corps simples utilisés pour modéliser les filières et leurs surfaces de référence normale (A_n) et tangentielle (A_t).

La Figure 9 présente les variations du coefficient de traînée en fonction du nombre de Reynolds pour ces trois types de corps. La valeur de R_e pour les composantes des filières en conditions extrêmes se situe entre 8×10^3 (cordage) et 4×10^5 (cages conchylicoles). Les valeurs de C_d présentées sont pour un écoulement non-turbulent et, dans le cas des cylindres et des prismes, de longueur infinie. On remarque dans cette figure que, pour un R_e entre 10^4 et 10^5, le coefficient de traînée des corps varie peu en fonction de la vitesse du courant (régime d'écoulement sub-critique); il se situe entre 0,4 et 0,5 pour la sphère, entre 1,0 et 1,2 pour le cylindre et autour de 2,1 pour le prisme carré.

À un R_e d'environ 3×10^5, le coefficient de traînée de la sphère et du cylindre lisses décroît rapidement (régime d'écoulement critique), puis augmente plus lentement pour devenir constant pour un R_e supérieur à 3×10^6 (régime d'écoulement trans-critique). Par contre, le coefficient de traînée du prisme carré demeure à peu près constant pour un R_e entre 10^3 et 10^6 (absence de régime d'écoulement critique).

Le coefficient de traînée des prismes carrés diminue avec l'augmentation du rayon de courbure de leurs arêtes (r) jusqu'à un minimum égal au C_d du cylindre (lorsque r = H/2). De plus, le C_d de prismes diminue avec l'augmentation du nombre de côtés (n) jusqu'à un minimum égal au C_d du cylindre (n = infini). La courbe pour un

prisme octogonal (n = 8) se situe sur la Figure 9 entre celle du cylindre lisse (n = infini) et celle du prisme carré (n= 4).

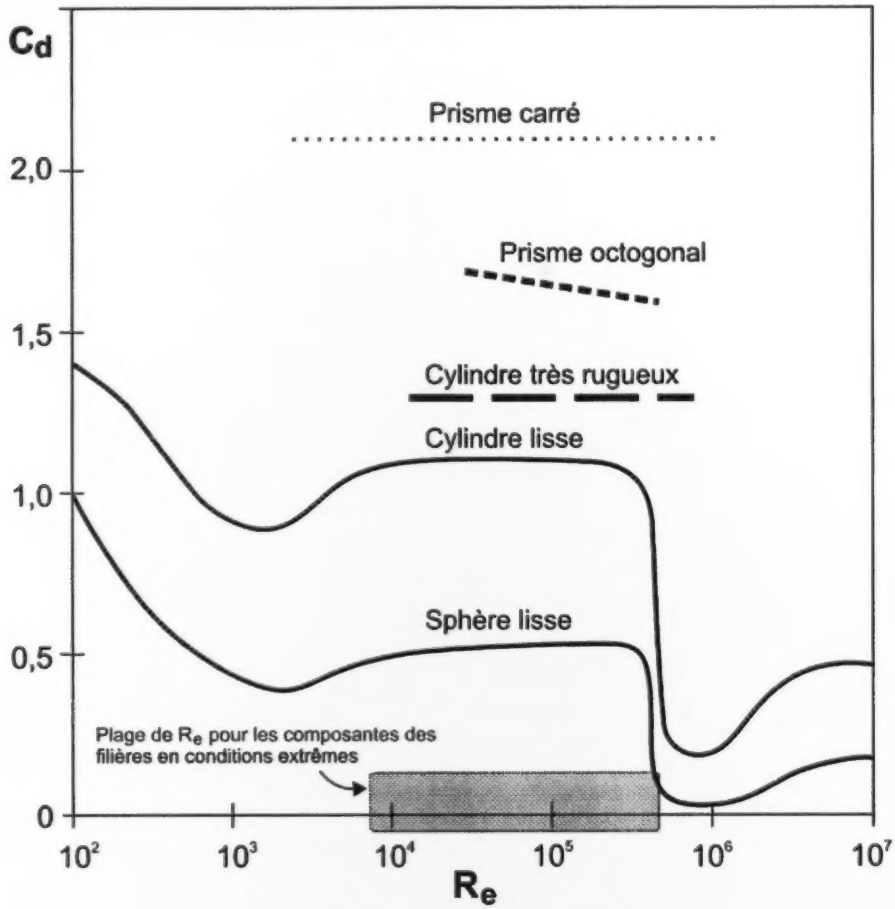


Figure 9. Variations du coefficient de traînée des sphères lisses, des cylindres lisses et très rugueux et des prismes octogonaux et carrés de longueur infinie en fonction du nombre de Reynolds (R_e). Sources : Achenbach, 1974, Engineering SDU, 1979; Det Norske Veritas, 2009, Yamagishi *et al.*, 2010.

5.1.1.2. Effet de la rugosité du corps et de la turbulence

Les composantes des filières maricoles sont des corps rugueux et les sites maricoles sont souvent caractérisés par une turbulence élevée. Dans le cas des sphères et des cylindres, la rugosité du corps et l'intensité de la turbulence ont un effet important et similaire sur les forces générées par un courant continu. Plus ces paramètres sont élevés, plus la baisse du C_d observée en régime critique est faible et se produit à une valeur du nombre de Reynolds faible (Achenbach, 1974; Det Norske Veritas, 2009). Pour les cylindres très rugueux (Figure 9), il n'y a plus d'écoulement critique, le coefficient de traînée demeure relativement constant pour un R_e entre 10^3 et

10^6 et est plus élevé (jusqu'à 1,35 pour un cylindre de longueur infinie) que celui des cylindres lisses (Susbielles et Bratu, 1981; Jusoh et Wolfram, 1996).

Dans le cas des sphères, la relation entre le C_d et la rugosité est similaire à ce qui a été décrit ci-dessus pour les cylindres (Achenbach, 1974). Enfin, dans le cas des prismes carrés, leur rugosité et la turbulence de l'eau ont peu d'effet sur leur coefficient de traînée parce qu'il n'y a pas d'écoulement critique pour ce type de corps (Figure 9).

5.1.1.3. Effet de l'allongement du corps

Les valeurs de C_d présentées à la Figure 9 pour les cylindres et les prismes sont pour des corps de longueur infinie. Or, le coefficient de traînée des corps de longueur finie varie en fonction de leur allongement (L/D pour le cylindre et L/H pour le prisme). Le C_d des cylindres et des prismes augmente avec l'augmentation de l'allongement jusqu'à un maximum égal à celui du corps de longueur infinie pour un allongement d'environ 40 pour les cylindres et d'environ 20 pour les prismes carrés. Par ailleurs, le coefficient de traînée des cylindres avec des bouts hémisphériques est moins élevé que celui des cylindres avec des bouts carrés (Zdravkovich *et al.*, 1989).

5.1.1.4. Cas des corps poreux

Les cages maricoles peuvent être modélisées par un cylindre ou un prisme poreux. La porosité de ces cages réfère à la surface des parois extérieures et correspond à l'aire des vides dans ces parois divisée par l'aire totale des parois. Théoriquement, le C_d (basé sur la section de l'enveloppe) d'un corps poreux est 0 pour une porosité de 1,0 et celui du corps solide pour une porosité de 0. Entre ces deux extrêmes, le C_d des objets plats et poreux (i.e. plaque perforée, grille, filet plane) diminue avec l'augmentation de la porosité (Hagen et Skidmore, 1971; Kimura, 1985; Ueda *et al.*, 1999; Scarabino *et al.*, 2007). Cependant, la force de traînée exercée par un courant continu sur les corps à trois dimensions (cylindres ou prismes perforés) de porosité inférieure à environ 0,7 peut être plus élevée que sur le corps solide de mêmes dimensions (Alridge *et al.*, 1978; Heideman, 1985; Bell et Denny, 1994; Gaylord *et al.*, 1994; Osgood, 2000; Gansel *et al.*, 2008; Kyujin *et al.*, 2009). Par ailleurs, puisque les corps poreux ont tendance à être rugueux, leur C_d a tendance à être constant pour un R_e entre 10^3 et 10^6.

5.1.2. Force de portance

La force de portance (F_p) est la force continue générée par un courant continu sur un corps dans la direction normale (perpendiculaire) au plan de traînée formé par l'axe longitudinal du corps et le vecteur de courant (Figure 10). Cette force est générée lorsque le corps est asymétrique par rapport au plan de traînée. Ainsi, le courant ne génère pas de force de portance sur les sphères et les cylindres isolés parce que ces corps sont axisymétriques. Par contre, dans le cas du prisme carré, la force de portance est positive ou négative lorsque l'angle d'incidence (β) est différent de 0 et 90° et est maximale pour un angle d'incidence d'environ 23° (Tatsuno *et al.*, 1990).

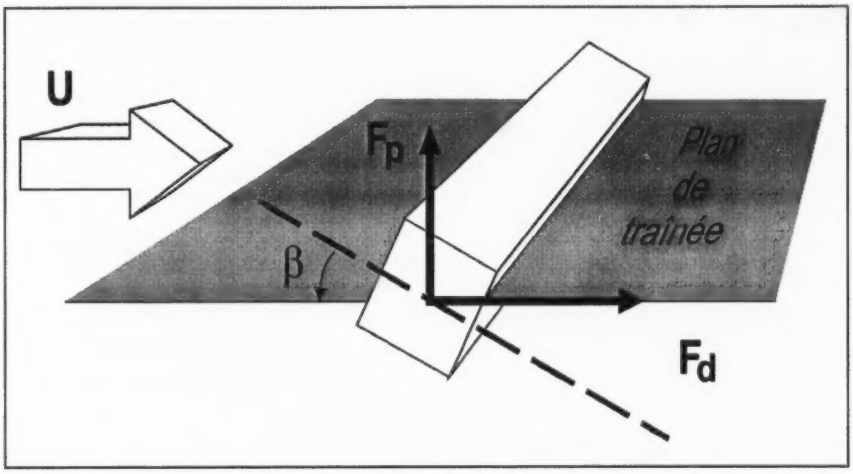


Figure 10. Force de traînée (F_d) et force de portance (F_p) exercées sur un prisme carré par un courant ayant un angle d'incidence (β) de 30° par rapport à l'axe secondaire du prisme.

5.1.3. Cas des corps solides attachés par une extrémité dans un courant continu

Les bouées, les collecteurs de naissain, les boudins de moules et les cages maricoles sont attachés verticalement par une de leurs extrémités sur les filières. Contrairement aux corps fixes, ces composantes peuvent pivoter sur leur axe sous l'effet de la force de portance (posture), s'incliner par rapport à la verticale sous l'effet de la force de traînée (inclinaison) et vibrer en raison de l'émission cyclique de tourbillons de part et d'autre du corps (vibration).

5.1.3.1. Effet de la posture du corps sur le coefficient de traînée

En raison du moment de torsion associée à la force de portance, les corps non-axisymétriques suspendus dans un courant continu pivotent sur leur axe jusqu'à l'atteinte d'une posture d'équilibre. Or, la posture d'équilibre d'un prisme carré est atteinte lorsqu'une de ses quatre faces est perpendiculaire au courant (Tatsuno *et al.*, 1990). Le coefficient de traînée des sphères, cylindres et prismes libres de pivoter sur leur axe dans un courant continu est donc égal au C_d des corps fixes avec un angle d'incidence (β) de 0 ou 90°.

5.1.3.2. Inclinaison du corps

Les corps suspendus verticalement par une extrémité s'inclinent progressivement avec l'augmentation de la vitesse du courant (Figure 11). L'angle d'inclinaison par rapport à la verticale (θ) est obtenu avec l'équation suivante (Raman-Nair *et al.*, 2008) :

$$\theta = \sin^{-1}\left(\frac{\sqrt{\alpha^2+4}-\alpha}{2}\right) \qquad (5)$$

où :

$$\alpha = \frac{W_c - P_c}{0{,}5\rho_l A_n C d_n U^2} \qquad (6)$$

Pour les cylindres dont l'angle d'inclinaison (θ) se situe entre 0 et 50°, la composante normale de la force de traînée (F_n) est proportionnelle au carré de la composante normale du courant ($U \cdot Cos\theta$; principe d'indépendance de l'angle d'attaque du courant). On peut donc décomposer la force de traînée en une composante normale à l'axe longitudinal de l'objet et une composante tangentielle (Figure 11). La force totale (F_d) est alors obtenue de la somme vectorielle des forces normale (F_n) et tangentielle (F_t; Det Norske Veritas, 2009) :

$$F_d = \left(\vec{F_n} + \vec{F_t}\right) = \left(\vec{F_h} + \vec{F_v}\right) \qquad (7)$$

$$F_n = 0{,}5\rho_l C_n A_n U^2 Cos^2\theta \qquad (8)$$

$$F_t = 0{,}5\ \rho_l\ C_t\ A_t\ U^2 \qquad (9)$$

où :

F_n et F_t sont respectivement les composantes normale et tangentielle de la force de traînée;

F_h et F_v sont respectivement les composantes horizontale et verticale de la force de traînée;

C_n et C_t sont respectivement le coefficient de traînée normal et le coefficient de traînée tangentiel du cylindre; $C_n = C_d$;

A_n et A_t sont respectivement les surfaces de référence normale et tangentielle du cylindre (Figure 8); et

θ est l'angle d'inclinaison du cylindre par rapport à la verticale (= 90° - angle d'attaque du courant).

La composante verticale de la force de traînée (F_v) est nulle dans le cas de la sphère et est dirigée vers la surface dans le cas des cylindres et prismes suspendus verticalement. Sur une filière complète, la composante horizontale de la force de traînée (F_h) est transmise directement aux ancrages tandis que la composante verticale (F_v) affecte l'équilibre entre le poids immergé et la flottabilité des composantes.

Par convention, A_t est l'aire de la section transversale du corps ($\pi D^2/4$) pour les cylindres ayant un petit allongement (L/D <10). Pour les cylindres allongés (L/D>10), la surface de référence habituellement utilisée pour la composante tangentielle est la surface mouillée ($\pi D \cdot L$; Figure 8). Le coefficient de la force tangentielle est le coefficient de friction (C_f) et l'Équation 9 prend la forme suivante (Det Norske Veritas, 2009) :

$$F_t = 0{,}5\ \rho_l\ \pi D L C_f\ U^2\ Sin\theta \qquad (10)$$

où :

C_f est le coefficient de friction entre la surface du cylindre et l'eau.

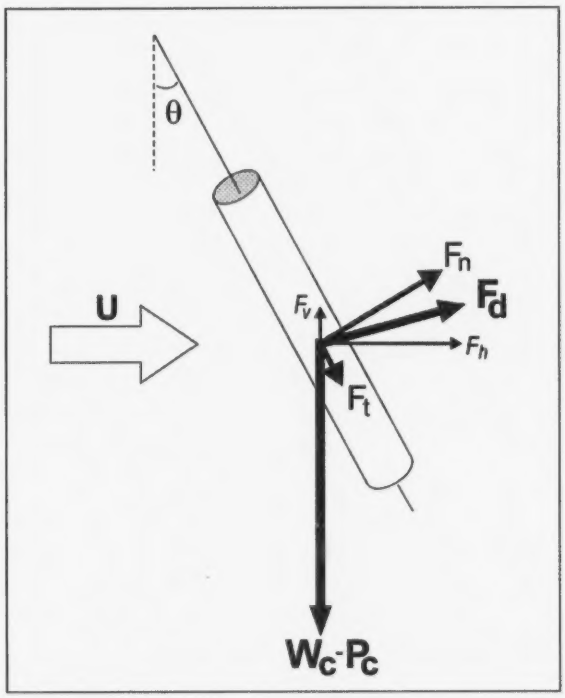


Figure 11. Force de traînée (F_d) exercée par un courant continu sur un cylindre suspendu par une de ses extrémités. Le poids immergé du cylindre (W_c - P_c) ainsi que les composantes normale (F_n) et tangentielle (F_t) et les composantes horizontale (F_h) et verticale (F_v) de la force de traînée sont représentées.

5.1.3.3. Vibration du corps et effets sur le coefficient de traînée

Une sphère ou un cylindre suspendu verticalement dans un courant continu émet des tourbillons à une fréquence déterminée. L'émission de ces tourbillons génère des vibrations latérales du corps de même fréquence. Les vibrations deviennent significatives (> 0,3D) lorsque la fréquence d'émissions des tourbillons entre en résonance avec la fréquence propre du corps.

L'amplitude des vibrations latérales d'un corps suspendu dans un courant continu dépend de nombreux facteurs dont la vitesse du courant, le diamètre du corps, la longueur et la tension de la ligne d'attache des corps solides (bouée, cage maricole) ou la longueur et la tension du corps flexible (cordage, boudin de moules) et la masse volumique du corps (Zdravkovich, 1981; Bearman et Obasaju, 1982; Williamson et Govardhan, 1997; Govardhan et Williamson, 2005).

La force de traînée sur un corps qui vibre est plus élevée que sur le même corps qui ne vibre pas. L'amplitude maximale des vibrations des sphères est de l'ordre de 1,1D et l'augmentation du coefficient de traînée, de l'ordre de 50 à 75 %. Pour un cylindre ayant un allongement de 18, les vibrations maximales augmentent le C_n d'environ 100 % (Bhatt et Stappenbelt, 2006). Par ailleurs, le coefficient de traînée normal d'un câble qui vibre sous l'effet d'un courant continu peut atteindre le double de celui d'un câble qui ne vibre pas (MacLennan, 1979).

Les corps rugueux et poreux sont moins susceptibles aux vibrations que les corps lisses et solides parce que les rugosités et perforations réduisent la formation des tourbillons (Zdravkovich, 1981).

5.1.4. Cas des corps déformables

Certaines composantes des filières sont des corps déformés par le courant. C'est notamment le cas des collecteurs de pétoncle en début du cycle d'élevage. Pour ce type de corps, la force de traînée n'est habituellement pas proportionnelle au carré de la vitesse du courant parce que le corps est progressivement déformé (réduction de A) et, dans certains cas, devient plus hydrodynamique (réduction du C_d) avec l'augmentation de la vitesse du courant (Vogel, 1981, Gaylord *et al.*, 1994, Lader et Enerhaug, 2005; Boller et Carrington, 2006). Pour ce type de corps, l'équation de Morison prend la forme suivante :

$$F_d = 0{,}5\rho_l C_{dr} A_0 U^{(2+E)} \qquad (11)$$

où :

C_{dr} est le coefficient de traînée du corps s'il était rigide;
A_0 est l'aire de la section normale du corps en absence de courant (m^2); et
E est l'exposant de Vogel.

Pour les corps solides, E = 0 alors que, pour les corps déformables, E est négatif (Vogel, 1981).

Dans le cas des laminariales cultivées sur les filières, les plants s'orientent parallèlement au courant à partir d'une vitesse du courant relativement faible (0,2 $m \cdot s^{-1}$ pour *S. latissima*; Buck et Buchholz, 2005) en raison de leur faible poids immergé. Leur hydrodynamique s'approche alors de celle d'une plaque plane parallèle au courant sur laquelle la force de traînée provient uniquement de la friction entre l'eau et l'objet. Leur C_d basé sur la surface mouillée correspond alors au coefficient de friction entre les frondes et l'eau (Kawamata, 2001) :

$$C_d = C_f = 2F_d / (\rho_l A_m U^2) \qquad (12)$$

où :

C_f est le coefficient de friction entre la fronde et l'eau; et

A_m est la surface mouillée de la fronde (m^2).

5.2. TESTS DE TRAÎNÉE

La présente section résume les résultats de tests de traînée en courant continu réalisés par Gagnon et Bergeron (2008) et d'autres chercheurs afin de déterminer les coefficients hydrodynamiques des différentes composantes des filières maricoles. Compte tenu de la précision des capteurs de force, seuls les résultats des essais de Gagnon et Bergeron (2008) pour lesquels la force exercée sur la composante excédait 10 N sont présentés dans la présente revue. De plus, certaines des analyses et conclusions présentées dans Gagnon et Bergeron (2008) ont été revues à la lumière de nouvelles informations.

5.2.1. Bouée

Les caractéristiques des bouées testées par Gagnon et Bergeron (2008) sont fournies au Tableau 12. Les deux bouées sphériques usagées mais nettoyées (BS30 et BS40) sont représentatives des bouées de compensation et de jambe sur les filières de la Gaspésie. Les deux bouées sphériques de 0,4 m recouvertes d'une épaisse couche de salissures marines (BS40-S1 et BS40-S2) sont représentatives des bouées tendeur et celles qui n'ont pas été nettoyées depuis au moins deux ans du havre de Gaspé (voir la Section 4.5.2). Enfin, la bouée cylindrique neuve (BC) est représentative des bouées de compensation utilisées aux IDM.

Pour les tests, les bouées ont été remplies de sable et d'eau de façon à ce que leur poids dans l'eau soit approximativement égal à leur flottabilité en situation normale (Tableau 12). L'amplitude des vibrations des bouées n'a pas été mesurée durant les essais. Cependant, le coefficient de variation des forces mesurées était relativement élevé (15 à 30 %) ce qui suggère que les bouées vibraient sous l'effet du courant.

Tableau 12. Caractéristiques des bouées testées par Gagnon et Bergeron (2008).

Numéro	Type	Dimensions (cm)	Poids des salissures (kg)	Flottabilité[(1)] (kg)	Poids immergé[(2)] (kg)
BS30	sphérique	D=31	négligeable	14,5	12,8
BS40	sphérique	D=42	0	35,0	28,5
BS40-S1	sphérique	D_{env}=46	7,5	33,1	20,5
BS40-S2	sphérique	D_{env} =49	13,5	31,6	20,7
BC	cylindrique	D=18; H=45	0	12,8	9,0

(1) Avant leur remplissage avec du sable et de l'eau.
(2) Après leur remplissage avec du sable et de l'eau.

5.2.1.1. Bouée sphérique

Les bouées sphériques étaient peu inclinées par le courant (Tableau 13). Par exemple, l'attache de la bouée BS30 a atteint un angle de seulement 3° dans un courant de 50 $cm \cdot s^{-1}$. Cette faible inclinaison est attribuable au fait que la force de

traînée sur les bouées était relativement faible par rapport au poids immergé des bouées. L'angle atteint par les bouées en situation normale aurait été encore plus petit parce que leur poids lors des essais était moins élevé que leur flottabilité en situation normale (Tableau 13).

Les résultats montrent que l'accumulation de salissures marines augmente considérablement le coefficient de traînée des bouées. Dans le cas de la bouée de 0,4 m, le C_d basé sur le diamètre de l'enveloppe (D_{env}) passe de 0,5 lorsqu'elle est propre à plus de 1,0 lorsqu'elle est recouverte d'une épaisse couche de salissures. En tenant compte de l'augmentation du diamètre de la bouée (C_d basé sur le diamètre des bouées propres), les salissures ont eu pour effet, dans un cas, de plus que doubler et, dans l'autre cas, de tripler la force de traînée exercée par le courant.

Tableau 13. Sommaire des résultats des tests de traînée sur les bouées.

Numéro	Nombre d'essais retenus pour les calculs	Nombre de Reynolds ($X\ 10^{-5}$) (1) (écart des valeurs)	Angle d'inclinaison dans un courant de 50 $cm \cdot s^{-1}$ (degrés)	Coefficient de traînée moyen basé sur D_{env} (écart des valeurs)(1)	Coefficient de traînée moyen basé sur D_o (2)
BS30	2	1,1 – 1,4	3.3	0,8 (0,79 – 0,80)	0,8
BS40	1	1,3	1,6	0,5 (0,50)	0,5
BS40-S1	4	1,1 – 2,2	7,4	1,3 (1,26 – 1,41)	1,5
BS40-S2	4	1,3 – 2,2	7,6	1,0 (0,91 – 1,12)	1,2
BC18	4	0,4 – 1,0	7,0	1,0 (0,90 – 1,10)	1,0

(1) Calculé en utilisant le diamètre de l'enveloppe de la bouée (D_{env}).
(2) Calculé en utilisant le diamètre de la bouée propre (D_0).

Les données de Gagnon et Bergeron (2008) ne permettent pas d'étudier la relation entre les forces et la vitesse du courant pour les bouées propres. Dans le cas des bouées sales (BS40-S1 et BS40-S2), le coefficient de traînée ne varie pas significativement en fonction de la vitesse du courant pour un R_e entre $1,1 \times 10^5$ et $2,0 \times 10^5$. Pour ces bouées, la composante horizontale de la force de traînée (F_h) est directement proportionnelle au carré de la vitesse du courant :

$$F_h = 102\ U^{2,07} \quad (r = 0,979)$$

Par ailleurs, la force verticale exercée par le courant sur les bouées sphériques est négligeable en raison de leur forme et leur faible inclinaison dans le courant.

Ces résultats sont similaires à ceux obtenus par Yamamoto *et al.* (1989) pour des bouées de 0,3 m testées en bassin d'hydraulique. Dans leur cas, les bouées entrent en régime d'écoulement critique à un R_e d'environ 10^5. Passé ce seuil, le C_d des bouées propres passe de 0,52 à un minimum d'environ 0,3 et celui des bouées les plus sales, d'environ 1,0 à un minimum d'environ 0,7. Ces auteurs ont aussi montré que la présence de l'anneau a comme effet d'augmenter légèrement le coefficient de traînée par rapport à une bouée parfaitement sphérique. Les valeurs de C_d plus élevées obtenues lors des essais dans le havre de Gaspé, autant pour les bouées propres que

sales, pourraient être attribuables à la rugosité plus grande des bouées testées, la présence de salissures sur la corde d'attache ou la vibration des bouées.

5.2.1.2. Bouée cylindrique

L'angle d'inclinaison de la bouée cylindrique lors des tests (5,2°) a été insuffisant pour que le coefficient de traînée tangentiel (C_t) puisse être calculé avec précision. Pour un R_e entre 0,6 et 1,3 x 10^5, le coefficient de traînée normal (C_n) de cette bouée est relativement constant et se situe autour de 1,0 (Tableau 13). Cette valeur est presque le double de celui d'un cylindre lisse ayant le même allongement et des bouts hémisphériques (Zdravkovich *et al*, 1989). La force de traînée relativement grande de cette bouée pourrait être attribuable à la traînée sur l'anneau et la ligne d'attache ou aux vibrations de la bouée.

La force horizontale (F_v) exercée par le courant continu sur cette bouée est presque proportionnelle au carré de la vitesse du courant :

$$F_h = 34{,}1\ U^{1{,}85} \quad (r = 0{,}996)$$

Par ailleurs, la force verticale (F_v) exercée par le courant sur la bouée cylindrique est négligeable en raison de sa faible inclinaison dans le courant.

5.2.2. Boudin de moules

Quatre sections de 4 m de longueur d'un boudin de moules en continu ont été utilisées pour les essais (Gagnon et Bergeron, 2008). Le boudin avait une forme cylindrique très régulière et était plus âgé (27 mois), plus volumineux (D_{env} = 18,1 à 20,5 cm) et plus lourd (14,9 à 17,7 kg·m^{-1}) que les boudins typiques (voir la Section 4.6.1).

L'amplitude des vibrations du boudin n'a pas été mesurée pendant les essais. Cependant, le coefficient de variation des forces mesurées s'est maintenu à moins de 5 % pour chaque essai ce qui indique que l'amplitude des vibrations n'était pas importante. Les sections de boudins se sont comportées comme un cylindre rigide : malgré le fait qu'elles étaient inclinées par le courant, elles sont demeurées rectilignes. Le boudin a atteint un angle de 45° par rapport à la verticale dans un courant d'environ 55 cm·s^{-1}.

Le coefficient de traînée normal est demeuré relativement constant avec l'augmentation de la vitesse du courant. Le Tableau 14 présente le coefficient de traînée normal et le coefficient de friction moyens obtenus pour chaque section de boudin. La moyenne globale s'élève à 1,25 pour le C_n et 0,08 pour le C_f.

Tableau 14. Sommaire des résultats des essais de traînée sur le boudin de moules réalisés par Gagnon et Bergeron (2008).

Section	Nombre d'essais retenus pour les calculs	Nombre de Reynolds ($x10^{-4}$) (écart des valeurs)	Coefficient de traînée normal (C_n) moyen (écart des valeurs)	Coefficient de friction (C_f) moyen (écart des valeurs)
SB1	3	5 – 8	1,1 (1,1 – 1,2)	0,07 (0,03 – 0,11)
SB2	3	5 – 8	1,2 (1,0 – 1,5)	-
SB3	5	5 – 8	1,3 (0,9 – 1,4)	0,08 (0,04 – 0,15)
SB4	4	5 – 8	1,4 (1,2 – 1,5)	-

Les seules autres valeurs de C_n pour un boudin de moules qui ont été publiées avec les détails sur la méthode de mesure sont celles de Plew (2005). Ce chercheur a déterminé le C_d de deux courtes sections (0,47 et 0,63 m de longueur) de boudin néo-zélandais tractées dans un bassin sans vagues à des vitesses inférieures à 32 $cm \cdot s^{-1}$. Le diamètre de référence du boudin utilisé pour les calculs correspondait au diamètre effectif (D_{eff}). Pour un même allongement (L/D = 20), le C_n basé sur le diamètre effectif était environ 1,35 dans le cas de Plew (2005) et environ 1,40 dans le cas de Gagnon et Bergeron (2008). Cette dernière valeur est celle utilisée par Lien et Fredheim (2003) pour modéliser des filières mytilicoles en Norvège.

Quant au coefficient de friction des boudins, il n'a jamais été mesuré auparavant. La valeur moyenne obtenue (0,08) est plus élevée que le coefficient de friction des cordages (0,01-0,02).

Contrairement à une situation où le boudin ne s'inclinerait pas dans le courant, la force horizontale générée par le courant n'est pas directement proportionnelle au carré de la vitesse du courant mais plutôt à la vitesse du courant :

$$F_h = 149\ U^{0,97} \quad (r = 0,956)$$

Selon les résultats des essais, la force horizontale par unité de longueur exercée par un courant continu sur un boudin de moules mature typique (D_{env} = 16 cm) suspendu par une de ses extrémités peut être estimée par l'équation suivante :

$$F_h/L\ (N/m) = 30\ U$$

Par ailleurs, la force verticale (F_v) dirigée vers la surface est presque proportionnelle au carré de la vitesse du courant :

$$F_v = 77\ U^{1,81} \quad (r = 0,892)$$

Selon les résultats des essais, la force verticale par unité de longueur exercée par un courant horizontal continu sur un boudin de moules mature typique (D_{env} = 16 cm) suspendu par une de ses extrémités peut être estimée par l'équation suivante :

$$F_v/L\ (N/m) = 15\ U^2$$

5.2.3. Collecteur de pétoncle

Un collecteur de pétoncle a été fabriqué en attachant quatre sacs de captage deux par deux le long d'une corde de polypropylène selon la technique utilisée aux IDM (voir la Section 3.2.6; Gagnon et Bergeron, 2008). Chaque sac avait la forme approximative d'un cylindre circulaire de 0,67 m de longueur et 0,25 m de diamètre (A_0 des quatre sacs = 0,68 m^2). Les sacs, représentatifs du début du cycle d'élevage, étaient presque vides et avaient un poids immergé négligeable. Une pesée de béton a été attachée à la corde sous les sacs.

Une première série d'essais a été réalisée avec le collecteur, puis une deuxième série d'essais avec la corde et la pesée seules afin de pouvoir calculer, par soustraction, les forces sur les sacs seuls. La vitesse maximale du courant pour ces essais a été de 50 $cm \cdot s^{-1}$. La corde d'attache du collecteur au niveau du capteur de force a atteint un angle de 40° dans un courant de 47 $cm \cdot s^{-1}$.

Pour l'ensemble des quatre sacs de captage (sans ligne d'attache ni pesée), la force verticale générée par le courant est négligeable pour tous les angles d'inclinaison du collecteur. Par ailleurs, la force horizontale sur les sacs est presque proportionnelle au carré de la vitesse du courant ($F_d = F_h = 272\ U^{1,84;}$ r = 0,981). Selon l'Équation 11, le coefficient de traînée de l'ensemble de quatre sacs s'il était rigide (C_{dr}) est 0,78 et l'exposant de Vogel (E) est égal à -0,16. Cette dernière valeur indique que la diminution de la surface de traînée (C_dA) avec l'augmentation de la vitesse du courant est faible.

L'ensemble des quatre sacs peut donc être assimilé à un corps suspendu par une extrémité et dont la surface de traînée (C_dA) est constante (égale à 0,53 m^2) pour une vitesse du courant entre 25 et 50 $cm \cdot s^{-1}$ (Équation 3). Cette approximation permet d'estimer les forces horizontale et verticale, en début du cycle d'élevage, sur un collecteur standard (demi-V) composé de 12 sacs et une pesée de 2 kg comme suit :

$$F_h = 968\ U^2$$

$$F_v = 0,4\ U$$

Ce collecteur s'incline à 45° dans un courant de seulement 11 $cm \cdot s^{-1}$. Avec le temps, les sacs se remplissent et deviennent beaucoup plus lourds et moins poreux. Leurs caractéristiques hydrodynamiques changent alors complètement. Aucune information n'est disponible sur ce type de composante dans la littérature. Faute de mieux, un ensemble de 12 sacs de captage (demi-V) en fin de cycle peut être assimilé à un cylindre ayant la longueur du demi-V, un diamètre (D_{env}) conforme au volume apparent total des 12 sacs, un poids immergé correspondant au poids immergé total des 12 sacs et d'une pesée de 2 kg et les coefficients hydrodynamiques d'un boudin de moules.

5.2.4. Cage maricole

Du point de vue hydrodynamique, on peut distinguer deux types de cages maricoles : les cages en filet (panier japonais et lanterne chinoise) qui, sans salissures,

ont une porosité relativement élevée (> 0,5) et les cages rigides (paniers superposés) qui, même sans salissures, ont une porosité relativement faible (< 0,5).

5.2.4.1. Cage en filet

On trouve très peu d'information dans la littérature sur les coefficients hydrodynamiques des cages en filet utilisées par les conchyliculteurs. Les données disponibles ne concernent que les lanternes chinoises. Par contre, plusieurs chercheurs ont déterminé le coefficient de traînée de cages recouvertes d'un filet (engins de pêche et cages piscicoles rigides).

Yamamoto *et al.* (1988) ont réalisé des tests de traînée sur des lanternes chinoises fixes dans un bassin d'essai. Les lanternes avaient dix compartiments et étaient recouvertes d'un filet à mailles en mono-filament de 0,8 mm de diamètre et 4,0 cm de vide de maille (porosité du filet de 0,92). Trois lanternes ont été testées : une lanterne neuve et vide, une lanterne vide ayant séjourné en mer pendant 3,5 mois et une dernière ayant séjourné 14 mois en mer avec 10 pétoncles par compartiment. Les coefficients hydrodynamiques mesurés étaient relativement constants avec l'augmentation de la vitesse du courant entre 15 et 90 $cm \cdot s^{-1}$. Le Tableau 15 présente les valeurs moyennes obtenues.

Tableau 15. Sommaire des résultats des tests de traînée de Yamamoto *et al.* (1988) sur des lanternes chinoises.

État de la lanterne	C_n moyen	C_t moyen
Neuve et vide	0,39	1,35
3,5 mois en mer, vide	1,23	1,58
14 mois en mer, avec pétoncles	1,89	1,78

Le coefficient de traînée normal de la lanterne neuve est environ 50 % moins élevé qu'un cylindre solide ayant le même allongement (L/D = 4). Le C_n de la lanterne avec le plus de salissures marines et contenant des pétoncles était presque cinq fois plus élevé que celui de la lanterne neuve et plus du double de celui d'un cylindre solide ayant le même allongement. Par ailleurs, le coefficient de traînée tangentiel variait moins selon l'abondance de salissures et la présence/absence de pétoncles parce que la résistance provenait en grande partie des 11 surfaces de filet successives que le courant tangentiel traverse. Le C_t de la lanterne neuve était 67 % plus élevé que celui d'un cylindre solide de même allongement.

Le Tableau 16 présente un sommaire des informations disponibles sur le coefficient de traînée normal de cages de diverses formes recouvertes d'un filet sans salissures. Dans l'ensemble, la posture de la cage n'a pas un effet important sur la force de traînée; les valeurs présentées sont basées sur l'aire de la section de l'enveloppe de la cage et sont pour un courant normal au plus grand côté. Le coefficient de traînée des cages augmente avec la diminution de la porosité du filet. Les valeurs

mesurées excèdent le C_n des corps solides de mêmes dimensions pour une porosité inférieure à 0,7-0,8.

5.2.4.2. Cage rigide

Il y a très peu d'information dans la littérature sur les coefficients hydrodynamiques de paniers de plastique superposés. Les données disponibles ne concernent que les paniers DarkSea®.

Fredriksson *et al.* (2010) ont réalisé des tests de traînée sur des paniers octogonaux DarkSea® en bassin d'hydraulique. Une pile de 10 paniers de 0,61 m de largeur et 0,78 m de hauteur sans salissures mais avec 38 huîtres par panier a été testée. La porosité des côtés de ce panier était d'environ 0,40. Le coefficient de traînée normal des paniers superposés (basé sur l'aire de la section de la cage) est passé d'environ 1,4 pour une vitesse du courant de 25 $cm \cdot s^{-1}$ ($R_e = 10^5$) à 1,05 pour une vitesse de 1,0 $cm \cdot s^{-1}$ ($R_e = 4,5 \times 10^5$). Ces valeurs sont environ 35 % plus élevées que le C_n d'un prisme octogonal solide ayant le même allongement (Yamagishi *et al.*, 2009).

Tableau 16. Sommaire des informations sur le coefficient de traînée de cages en filet sans salissures retrouvées dans la littérature.

Référence	Forme de la cage	Dimensions de la cage (m)	Porosité du filet	R_e max (1)	C_n mesuré	C_n mesuré /C_n solide (2)
Kakimoto *et al.* (2005)	cylindre	D = 0,03; L=0,1	0,37 à 0,71	1×10^3	1,3 à 0,4 (3)	1,8 à 0,6
Fu *et al.* (1989)	cube	L =0,15 à 0,35	0,54	1×10^5	1,3 à 1,5 (4)	1,1 à 1,4
Honda *et al.* (1982)	prisme hexagonal	H =3,0; L =5,0	0,64	$1,5 \times 10^5$	1,7	1,1
Berstad *et al.* (2004)	sphère	D=1,2	0,76	2×10^5	1,0	2,0
Li *et al.* (2003)	cône tronqué	D = 0,73-0,87; L =0,3	0,76	5×10^5	1,1	1,7
Zhan *et al.* (2006)	cylindre	D =0,4; L =0,7	0,78 à 0,87	3×10^5	0,5 à 0,3 (3)	0,7 à 0,4
Budiman *et al.* (2004)	cylindre	D = 0,7; L =0,34	> 0,80	3×10^5	0,3	0,6
	prisme rectangulaire	0,6 x 0,45 x 0,2	0,83	2×10^5	0,8	0,7
Li *et al.* (2003)	prisme rectangulaire	0,8 x 0,6 x 0,27	0,88	5×10^5	0,8	0,8
Yamamoto *et al.* (1988)	cylindre	D =0,5; L =2,0	0,92	3×10^5	0,4	0,5

(1) Nombre de Reynolds correspondant à la vitesse maximale de l'eau lors des tests et basé sur le diamètre ou la largeur de la cage.
(2) Quotient du coefficient mesuré et du coefficient du corps solide ayant les mêmes dimensions que la cage.
(3) Le coefficient diminue avec l'augmentation de la porosité de la cage.
(4) Le coefficient augmente avec l'augmentation des dimensions de la cage.

Brake et Parsons (1998) ont mesuré une réduction de 43 % de la vitesse du courant à l'intérieur de ce panier. Par analogie avec la relation établie par Løland (1993)

entre la réduction du courant derrière des panneaux de filets et leur coefficient de traînée, la relation obtenue pour les paniers Darksea® pour $R_e = 3 \times 10^5$ est la suivante :

$$U_p/U = 1 - 0,39\ C_d \qquad (13)$$

où :

U_p est la vitesse du courant à l'intérieur du panier.

Par ailleurs, Miller et Gaylord (2007) ont obtenu la relation suivante entre la réduction du courant au centre de cages rectangulaires en grille métallique et leur porosité:

$$U_p/U = 0,08 + 0,93\ P \qquad (14)$$

où :

P est la porosité d'un côté de la cage.

En combinant les équations 13 et 14, on obtient la relation suivante :

$$C_d = 2,37\ (1-P) \qquad (15)$$

Le coefficient de traînée normal d'autres paniers conchylicoles a été estimé en utilisant les résultats de Brake et Parsons (1998) et les Équations 13 et 15 (Tableau 17). Les deux équations donnent des estimations similaires du coefficient de traînée sauf dans le cas de la cage octogonale DarkSea® pour laquelle l'Équation 15 ne s'applique pas.

Tableau 17. Coefficient de traînée normal de différents paniers en plastique (basé sur l'aire d'un coté) pour $R_e = 3 \times 10^5$ estimé à partir du pourcentage de réduction du courant à l'intérieur du panier et de la porosité.

Modèle	Porosité des côtés[1]	Présence d'obstacles internes [1, 2]	U_p/U mesuré[1]	C_n estimé (Équation 13)	C_n estimé (Équation 15)
Panier à pain	0,11	non	0,25	1,9	2,1
Norvégien gris	0,25	oui	0,37	1,6	1,8
Mexicain	0,29	oui	0,30	1,8	1,7
Norvégien noir	0,35	oui	0,44	1,4	1,5
Irlandais	0,45	non	0,46	1,4	1,3
DarkSea	0,39	oui	0,57	1,1 [3]	1,4

(1) Source : Brake et Parsons (1998).
(2) Diviseurs internes et arbre central.
(3) Coefficient mesuré.

5.2.5. Cordage

Yamamoto *et al.* (1989) ont réalisé des tests de traînée en bassin d'hydraulique sur un cordage en polypropylène à trois torons de 24 mm de diamètre. Le cordage était maintenu en position normale par rapport au courant. Pour une vitesse du courant inférieure à 40 $cm \cdot s^{-1}$ ($R_e < 10^4$), le coefficient de traînée normal était relativement constant : le C_n moyen est égal à 1,8 pour un cordage neuf et 1,4 pour un cordage ayant séjourné 3,5 mois en mer. À une vitesse du courant d'environ 60 $cm \cdot s^{-1}$ ($R_e = 1,5 \times 10^4$), le C_n des deux cordes était environ 1,1.

MacLennan (1979) et Horton *et al.* (1987) ont obtenu un C_n entre 1,0 et 2,0 (moyenne autour de 1,5) pour de longs câbles en acier à trois et six torons de 16 et 26 mm de diamètre. Les valeurs recommandées pour le coefficient de traînée normal des cordages susceptibles de vibrer dans l'eau de mer varient entre 1,5 et 2,0 soit 36 % à 82 % plus élevé que pour les cordages qui ne vibrent pas (MacLennan, 1979; Ferro, 1990; 1992; Grosenbaugh *et al.*, 2002).

Par ailleurs, pour un $R_e > 10^3$, le coefficient de friction (C_f) des câbles à trois torons tels que ceux utilisés par les mariculteurs se situe entre 0,01 et 0,02 (Reid et Wilson, 1962; MacLennan, 1979; Girardot, 2001).

Enfin, les cordages recouverts d'une épaisse gaine de salissures marines (voir la Section 4.4.2) ont probablement les mêmes caractéristiques hydrodynamiques que les boudins de moules matures.

5.2.6. Algues marines

Nous avons trouvé dans la littérature des données sur le coefficient de traînée de *S. latissima* (Buck et Buchholz, 2005; Boller et Carrington, 2007) et une espèce apparentée (*S. japonica*; Kawamata, 2001).

Le coefficient de traînée des deux espèces est similaire (Tableau 18). Il est plus élevé pour le phénotype ondulé que pour le phénotype plat et il diminue avec l'augmentation de la vitesse du courant. La diminution rapide du C_d pour des courants entre 0 et 10,0 $cm \cdot s^{-1}$ provient surtout de la réorientation du thalle vers une posture parallèle au courant. Le recouvrement complet de l'algue par le bryozoaire encroûtant *M. membranacea* pourrait avoir comme effet d'augmenter le C_d des thalles en augmentant leur masse volumique ou leur rugosité.

L'effet de la longueur de la fronde sur le C_d dépend du phénotype (Buck et Buchholz, 2005). Pour le phénotype ondulé, le C_d augmente avec l'augmentation de la longueur de la fronde alors que, pour le phénotype plat, la longueur n'a pas d'effet important sur le C_d.

Tableau 18. Coefficient de traînée de laminaires isolées provenant de sites exposés et protégés en fonction de la vitesse du courant.

Espèce	Phénotype	Longueur de la fronde (cm)	Source[1]	C_d (basé sur la surface mouillée[2])			
				0,25 m·s^{-1}	0,5 m·s^{-1}	1,0 m·s^{-1}	1,5 m·s^{-1}
S. latissima	ondulé	123	1	-	0,081	0,062	0,046
	plat	100	1	-	0,047	0,021	0,016
	indéterminé	16	2	0,083	0,036	0,018	0,014
S. japonica	ondulé	100	3	0,102	0,062	0,038	0,028
	plat	100	3	0,042	0,028	0,019	0,015

(1) 1 : Buck et Buchholz, 2005; 2 : Boller et Carrington, 2007; 3 : Kawamata, 2001
(2) Surface totale des deux cotés de la fronde.

5.3. MODALITÉS D'APPLICATION DES COEFFICIENTS HYDRODYNAMIQUES

Les valeurs des coefficients de traînée obtenues pour des composantes isolées dans un courant continu (Section 5.2) ne sont pas nécessairement applicables au cas où la filière est aussi exposée à la houle ainsi qu'aux filières entières et aux fermes maricoles entières. Nous discutons ci-dessous les limites et conditions d'application des coefficients hydrodynamiques déterminés pour des composantes isolées dans un courant continu.

5.3.1. Cas des composantes dans la houle et un courant continu combinés

En conditions extrêmes, les filières sont exposées à la fois à un courant continu et à la houle. L'équation de Morison pour la force générée par un courant continu superposé à une houle régulière sur un corps immergé et fixe est la suivante (Det Norske Veritas, 2009):

$$F_t = 0{,}5\ \rho_l C_d A\ (U + u_t)^2 + \rho_l C_m V\ du/dt \qquad (16)$$

où :

u_t est la vitesse de l'eau générée par la houle (m·s^{-1});
du/dt est l'accélération des particules d'eau par la houle (m·s^{-2});
C_m est le coefficient d'inertie; et
V est le volume de l'objet (m^3).

Le premier terme de l'Équation 16 représente la force de traînée exercée par la houle et le courant combinés. Cette force est cyclique et de même période que la houle. La force maximale est proportionnelle au carré de la somme de la vitesse du courant et de l'amplitude des courants générés par la houle et sa moyenne est proportionnelle à U^2.

Le coefficient de traînée d'un corps dans la houle $C_{d(h)}$ peut être plus élevé que son coefficient de traînée dans un courant continu $C_{d(c)}$. Cependant, pour les principales composantes des filières en conditions extrêmes (courant et houle combinés), le

rapport $C_{d(h+c)}/C_{d(c)}$ se rapproche de 1 en raison de 1) l'inclinaison des composantes par rapport à l'axe de propagation de la houle, 2) leur rugosité élevée et 3) leur diamètre relativement petit par rapport à l'amplitude des déplacements des particules d'eau (Det Norske Veritas, 2009). On peut considérer que $C_{d(h+c)}$ et $C_{d(c)}$ sont équivalents lorsque $U/U_h > 0,4$ (où U_h est l'amplitude de la vitesse horizontale du courant généré par la houle). Or, U_h diminue exponentiellement avec l'augmentation de la profondeur. Par exemple, l'amplitude du courant généré par la houle à une profondeur de 10 m est cinq fois moins élevée qu'en surface et la force de traînée générée par ce courant y est donc 25 fois moins élevée qu'en surface. On peut donc conclure que le coefficient de traînée déterminé en courant continu est applicable sans ajustement aux filières submergées en conditions extrêmes dans la plupart des sites maricoles.

Le deuxième terme de l'Équation 16 est la force d'inertie générée par la houle. Cette force est cyclique, de même période que la houle, de moyenne égale à 0 et est déphasée de 90° par rapport à la force de traînée (la force d'inertie est maximale lorsque la force de traînée générée par la houle est nulle et vice-versa).

Les données sur le coefficient d'inertie (C_m) des composantes de filières maricoles sont rares dans la littérature. Fredriksson *et al.* (2010) ont estimé que le C_m de piles de paniers DarkSea® dans un courant de 0,5 $m \cdot s^{-1}$ et une houle de 1,0 m de hauteur et 6 s de période se situait autour de 1,0.

Le coefficient d'inertie (C_m) de corps simples en conditions extrêmes se situe autour des valeurs suivantes :

C_m = 1,2 pour les cylindres très rugueux (Det Norske Veritas, 2009);

C_m = 1,6 pour les cylindres lisses (Det Norske Veritas, 2009);

C_m = 1,5 pour les prismes carrés (Venugopal *et al.*, 2009);

C_m = 1,5 pour les sphères lisses (Gaylord, 2000); et

C_m = 2,2 pour les sphères très rugueuses (Gaylord, 2000).

Par ailleurs, les objets poreux ont un C_m (basé sur le volume) beaucoup plus élevé que le même objet solide et un C_m (basé sur le volume apparent) similaire à celui du même objet solide (Gaylord *et al.*, 1994).

Enfin, les laminariales du genre *Saccharina* pourraient avoir un C_m élevé (de l'ordre de 10) tel qu'observé par Gaylord *et al.* (1994) pour une algue rouge de morphologie similaire et une feuille de plastique flexible.

L'importance relative de la force de traînée (F_d) et de la force d'inertie (F_i) est donnée par l'équation suivante (Journée et Massie, 2001) :

$$F_d / F_i = K_c C_d / 10 C_m \qquad (17)$$

$$K_c = (U + U_h)T/D \quad (18)$$

où :

K_c est le nombre de Keulegen-Carpenter; et
T est la période de la houle (s).

Pour les cylindres rugueux, les deux forces sont à peu près égales lorsque K_c se situe autour de 10 et la force d'inertie peut être négligée lorsque K_c est supérieur à 45. Pour la majorité des composantes des filières en conditions extrêmes, K_c excède 45 et la force d'inertie peut donc être ignorée.

5.3.2. Application à une filière complète

En raison de l'interaction entre les composantes, un courant continu peut exercer sur une filière une force de traînée plus grande ou plus petite que la somme des forces qu'il aurait exercées sur les composantes isolées. De plus, un courant oblique à l'axe de la rangée exerce une force de portance sur les cylindres (Engineering SDU, 1998).

Or, les logiciels développés pour simuler les filières maricoles ignorent cet effet de sillage. En effet, chaque composante y est modélisée comme s'il s'agissait d'un corps isolé et les forces sur ces corps isolés sont additionnées pour obtenir la force totale sur la filière. Cette approche peut donc entraîner une sous-estimation ou une surestimation importante de la force exercée sur la filière (Bergeron *et al.*, 2008).

L'effet de sillage dépend du quotient d'espacement S/D (où S est la distance entre les composantes) et de l'angle d'incidence (φ) du courant par rapport à l'axe longitudinal de la filière. Règle générale, l'effet de sillage peut être ignoré lorsque le quotient d'espacement est supérieur à 6. C'est notamment le cas des bouées de compensation, des collecteurs de moules et de pétoncle et des cages conchylicoles sur les filières du Québec. Par contre, sur les filières de grossissement de moules québécoises, S/D se situe entre 3,5 et 6 pour les boudins de moules. Par ailleurs, sur les filières algocoles, les crampons des laminaires sont attachés les uns sur les autres le long de la ligne de soutien (Buck et Buchholz, 2005; Tamigneaux, 2011). Enfin, S/D est inférieur à 6 pour les bouées tendeur et de jambe composites. L'effet de sillage sur ces composantes est donc important.

5.3.2.1. Forces sur les filières mytilicoles

5.3.2.1.1. Forces sur les boudins verticaux

Les boudins de moules verticaux sur les filières mytilicoles sont assimilables à une rangée de cylindres verticaux. L'effet de sillage sur une rangée d'une centaine de cylindres verticaux rigides a été étudié par Plew (2005) pour différents S/D et φ. Ses résultats comparent le coefficient de traînée global de la rangée basé sur la surface projetée totale des cylindres ($C_{d(r)}$) au coefficient de traînée d'un cylindre isolé ($C_{d(i)}$). Par analogie avec la formulation de l'effet de sillage selon l'angle d'attaque du courant

sur des panneaux de filets établie par Aarsnes *et al.* (1990), les résultats obtenus par Plew (1995) peuvent être décrits par la relation suivante :

$$C_{d(r,\varphi)} = C_{d(r,\,0)} + \mathrm{Sin}\varphi\,(C_{d(r,\,90)} - C_{d(r,\,0)}) \qquad (19)$$

où :

$C_{d(r,\varphi)}$ est le coefficient de traînée de la rangée pour l'angle d'incidence (φ);
$C_{d(r,90)}$ est le coefficient de traînée de la rangée pour un angle d'incidence de 90°; et
$C_{d(r,0)}$ est le coefficient de traînée de la rangée pour un angle d'incidence de 0°.

$C_{d(r,90)}$ et $C_{d(r,0)}$ dépendent de S/D (Plew, 2005). Pour un courant perpendiculaire à l'axe de la rangée, $C_{d(r,90)}$ passe d'environ 1,1 $C_{d(i)}$ pour S/D = 3,5 à environ 1,0 $C_{d(i)}$ pour S/D > 6. Pour un courant parallèle à l'axe de la rangée, $C_{d(r,0)}$ passe d'environ 0,05 $C_{d(i)}$ pour S/D = 2,2 à environ 1,0 $C_{d(i)}$ pour S/D > 6.

L'équation 19 permet d'ajuster le coefficient de traînée des boudins individuels en fonction de S, D et φ pour tenir compte de l'effet de sillage sur les filières avec des boudins verticaux.

Un courant oblique génère aussi une force de portance sur la rangée de cylindres. Pour une filière dont le quotient d'espacement se situe entre 3,5 et 6, la force de portance est nulle pour un angle d'incidence de 0° et entre 45 et 90° et elle est maximale pour un angle d'incidence entre 15 et 20° (Plew, 2005, Engineering SDU, 1998).

Dans un courant faiblement oblique (φ < 30°), la filière est libre de pivoter latéralement autour de l'axe constitué par l'ancrage amont. Puisque la force exercée par le courant (force de traînée + force de portance) crée un moment de torsion autour de cet axe, la filière s'oriente parallèlement au courant tant que le permet la contrainte de l'ancrage aval, ce qui a pour effet de minimiser la traînée exercée par le courant (Équation 19).

5.3.2.1.2. Forces sur un boudin en continu

Les valeurs de C_d obtenues pour une rangée de boudins de moules verticaux sont directement transposables au boudin en continu utilisé sur la plupart des filières mytilicoles québécoises (Figure 3). En effet, on peut postuler que chaque boucle de boudin en continu correspond à deux boudins verticaux ayant le diamètre du boudin en continu, une longueur égale à la moitié de la longueur de la boucle et le C_d des boudins verticaux. En raison de l'effet de sillage, plus l'angle d'incidence du courant est petit par rapport à la boucle, plus la force de traînée et l'angle d'inclinaison calculés avec les Équations 3 et 5 surestimeront la force de traînée sur la boucle et l'angle d'inclinaison de la boucle. Or, les forces exercées sur une filière complète sont faibles lorsque l'angle d'incidence du courant par rapport aux boucles est petit (Équation 19). La modélisation d'un boudin en continu par une rangée de boudins verticaux fournit donc une approximation adéquate des forces sur la filière et intègre une certaine marge de sécurité dans le calcul des forces.

5.3.2.1.3. Forces sur les filières autogérées

Les filières autogérées (Figure 2E) peuvent être modélisées par une rangée de cylindres verticaux, chaque cylindre correspondant à un demi-V et étant soutenu au-dessus de la ligne maîtresse par une bouée. L'effet de sillage sur ce type de filière peut être négligé parce que le rapport S/D moyen se situe autour de 6.

5.3.2.2. Forces sur les filières algocoles

L'effet de sillage sur les filières algocoles est important. Par exemple, Buck et Buchholz (2005) ont montré que la force de traînée sur un bouquet de 13 plants de *S. saccharina* du phénotype plat s'élève à seulement 35-38 % de la force totale sur les plants isolés. Cette différence est due au fait que les frondes du bouquet se collent les unes aux autres sous l'effet du courant ce qui réduit la surface mouillée du bouquet soumise à la friction de l'eau. Cet effet est probablement moins important pour le phénotype ondulé.

Les filières algocoles matures peuvent être assimilées à un rideau plus ou moins continu, opaque et très léger. Une façon simple de modéliser ce type de filière en courant continu consiste à attribuer à chacun des segments (cylindre circulaire) de la ligne maîtresse une surface de traînée (C_dA : Figure 7) égale à la surface de traînée (C_fA_m; Équation 12) des bouquets d'algues qu'il supporte. Pour des estimations plus précises en courant continu et modéliser ces filières dans la houle, des essais de traînée sur de courts segments représentatifs des filières seraient requis.

5.3.2.3. Forces sur les bouées composites

Les bouées tendeur et de jambe composites n'ont pas les mêmes caractéristiques hydrodynamiques que les bouées individuelles qui les composent en raison de l'interaction entre les bouées. Or, les logiciels de simulation modélisent ces bouées composites par une seule sphère ou cylindre. Lorsque ces bouées sont abondantes sur une filière, on doit ajuster les caractéristiques de cette sphère ou cylindre virtuel de façon à ce que sa surface de traînée (C_dA) soit égale à la surface de traînée effective du groupe de bouées.

Dans le cas des bouées en série, l'effet de sillage peut être ignoré lorsque S/D > 6 quelle que soit l'orientation du courant. Par contre, pour des bouées plus rapprochées, la surface de traînée de la bouée modélisée est significativement plus grande ou plus petite que le total des surfaces de traînée des bouées individuelles selon le quotient d'espacement et l'angle d'incidence du courant sur la filière comme c'est le cas pour les boudins de moules (Yoon et Yang, 2007).

Dans le cas des grappes de deux, trois et quatre bouées, la grappe se positionne avec deux bouées faisant face au courant (Tatsuno *et al.*, 1990) et ces trois grappes ont une surface de traînée (C_dA) similaire de l'ordre de trois fois celle d'une seule bouée isolée (Zdravkovich, *et al.*, 1989; Yoon et Yang, 2007; Loth, 2008).

Les bouées cylindriques superposées sur une ligne d'attache peuvent être modélisées par un seul cylindre. La surface de traînée normale de ce cylindre dépend

de la distance entre les bouées mais demeure la même quelle que soit l'angle d'attaque du courant. Il n'y a pas de données pour des cylindres superposés. On peut cependant postuler que la surface de traînée normale de la bouée qui les modélise est légèrement plus grande que le total des surfaces de traînée des bouées individuelles lorsque ces bouées sont rapprochées.

5.3.3. Application à une ferme complète

La vitesse du courant au centre des fermes maricoles est moins élevée qu'à l'extérieur des fermes parce que la résistance des filières fait qu'une partie du flot incident est déviée au-dessus, en-dessous ou de chaque coté des fermes. De plus, lorsque la densité des structures d'élevage sur les filières est élevée, un courant incident oblique peut être progressivement dévié par les filières et devenir parallèle à l'axe des filières.

Le blocage du courant par les fermes mytilicoles a été documenté par Plew (2005), Plew *et al.* (2005) et Strohmeier *et al.* (2005). En Nouvelle-Zélande, Plew *et al.* (2005) ont observé une réduction de 36 % de la vitesse du courant à environ 400 m à l'intérieur d'une grande ferme mytilicole. La réduction de la vitesse du courant à l'extrémité aval de la ferme (2,5 km de l'extrémité amont) était de l'ordre de 60 %. La densité de cette ferme (en nombre de boudins verticaux par m^2) était 0,06 boudin·m^{-2}. La densité des fermes mytilicoles québécoises est similaire à cette ferme de Nouvelle-Zélande.

Par ailleurs, la canalisation du courant par les filières est un phénomène qui a été observé dans certaines fermes maricoles lorsque le courant ambiant a un faible angle d'incidence (φ) par rapport à l'axe des filières (Plew, 2005; Plew *et al.*, 2005). Ce phénomène est attribuable au fait que la force de portance générée par le courant sur la filière est maximale pour un angle d'incidence entre 15 et 20°.

Compte tenu de ce qui précède, il ressort que seules les filières en périphérie de la ferme sont susceptibles de subir la traînée calculée en utilisant la vitesse et direction du courant incident à l'extérieur de la ferme ou en absence de la ferme. Cependant, compte tenu de la taille et de la densité relativement petites des fermes mytilicoles québécoises et dans le but d'ajouter un facteur de sécurité dans l'estimation de la force de traînée, on devrait postuler pour les modélisations que le courant qui exerce les forces sur les filières n'a subi aucun changement de vitesse et de direction par rapport au courant ambiant.

6. RÉSISTANCE DES ANCRAGES

6.1. CONSIDÉRATIONS THÉORIQUES

6.1.1. Résistance des corps-morts

La résistance au déplacement d'un corps-mort dépend de son poids immergé, de la friction entre le corps et le fond marin ainsi que du poids et de la cohésion des

sédiments devant le bloc dans la direction de la traction. De plus, lorsque le bloc repose sur des sédiments cohésifs (argile et limon), la force de succion entre en jeu ce qui peut accroître considérablement la tenue du bloc sur le fond.

Il existe plusieurs méthodes de calcul de la capacité d'un corps-mort à résister à une traction selon que la force appliquée est statique ou cyclique et selon que les matériaux sur lequel il repose sont cohésifs ou non (voir par exemple Rocker, 1985). Ces calculs requièrent cependant des données sur les propriétés des sédiments (notamment la résistance au cisaillement, la masse volumique et l'angle de friction interne) qui ne sont que rarement connues pour les sites où sont installées les structures d'élevage. En l'absence de telles données, il demeure possible d'estimer la résistance minimale d'un bloc de béton sur un fond ferme non cohésif, plat et uniforme à l'aide des équations suivantes (Figure 12) :

$$R_l = T_h = F_f = (W_{imm} - T_v)\, C_f \qquad (20)$$

$$T_h = T \cdot \cos\theta \qquad (21)$$

$$T_v = T \cdot \sin\theta \qquad (22)$$

où :

R_l est la résistance latérale minimale du corps-mort;
F_f est la force de friction statique entre le corps-mort et le fond (kg);
W_{imm} est le poids immergé du corps-mort (kg);
T_h, T_v sont respectivement les composantes horizontale et verticale de la traction de déplacement (kg);
T est la traction de déplacement (kg) i.e. la traction soutenue minimale de l'amarre qui provoque le déplacement du corps-mort;
θ est l'angle entre l'amarre et le fond (degré); et
C_f est le coefficient de friction statique entre le corps-mort et le fond.

Cette équation postule que le corps-mort n'est pas enfoui, qu'il n'y a aucune succion et que les sédiments devant lui et dans la direction de la traction n'offrent aucune résistance au glissement. Dans ces conditions, R_l correspond à la force de friction statique entre le corps-mort et le fond. Le corps-mort n'est pas déplacé aussi longtemps que la composante horizontale de la traction (T_h) n'excède pas R_l.

Le coefficient de friction statique C_f d'un bloc de béton sur un fond marin uniforme varie de 0,47 pour un sable très meuble à 0,65 pour un sable très dense. Lorsque la nature des sédiments n'est pas connue, R_l devrait être estimée à l'aide du coefficient de friction le plus faible (0,47).

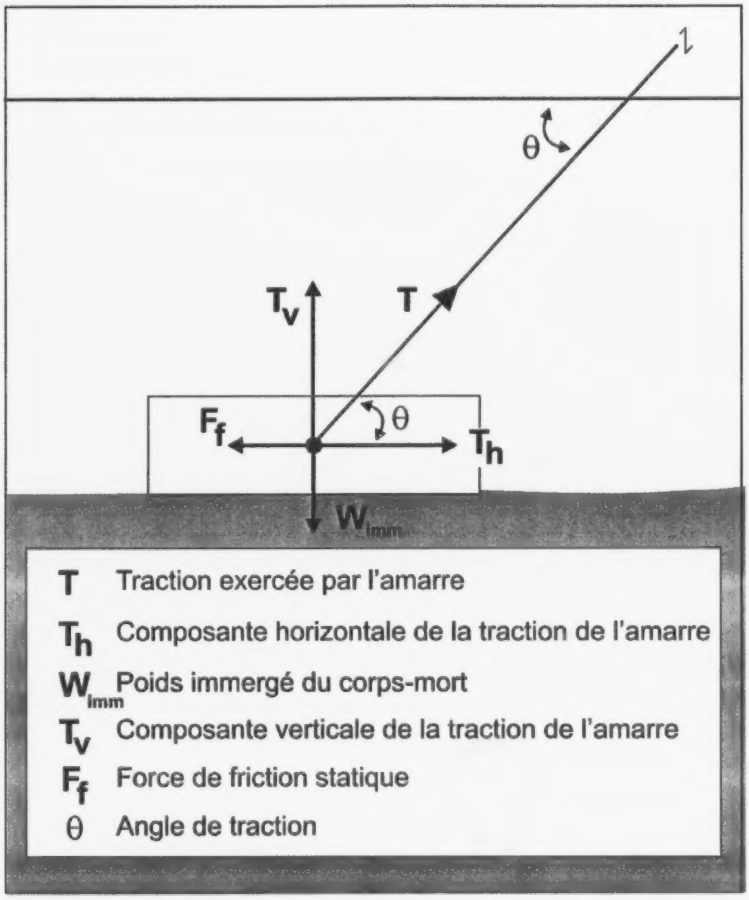


Figure 12. Forces en jeu pour un corps-mort reposant sur un fond ferme, non-cohésif, uniforme et horizontal.

Afin d'évaluer les résultats des essais de traction de blocs de béton effectués dans le havre de Gaspé et la baie de Cascapédia, un coefficient de résistance au déplacement latéral C_r a été calculé à partir de l'Équation (20) :

$$C_r = \frac{T\cos\theta}{W_{imm} - T\sin\theta} \qquad (23)$$

où :

C_r est le coefficient de résistance au déplacement latéral du bloc.

Lorsque C_r se situe autour de 0,6 (coefficient de friction statique du béton sur des sédiments meubles; Priour, 1995), la résistance du corps-mort au glissement latéral est dominée par la force de friction statique. Lorsque C_r est plus élevé que 1,4, d'autres

forces (poids et cohésion des sédiments devant le corps-mort et force de succion) dominent.

L'efficacité de retenue du bloc de béton est un autre indicateur de sa résistance qui a été calculée comme suit :

$$E_r = (T / W_{imm}) \times 100 \qquad (24)$$

où :

E_r est l'efficacité de retenue du bloc de béton (%).

6.1.2. Résistance des pieux à hélice et des ancres japonaises

La résistance à l'arrachement des pieux à hélice et des ancres japonaises enfouis dans les sédiments dépend de nombreux facteurs dont la taille et le nombre d'hélices ou de bras, la profondeur d'enfouissement, la nature et les propriétés des sédiments de même que l'angle et le taux d'application de la traction. Plusieurs modèles ont été développés pour expliquer les mécanismes de défaillance des sédiments au moment de l'arrachement de ces ancrages. Ces modèles permettent de prédire leur résistance axiale en autant que l'on connaisse le poids des sols qui les recouvrent et la friction entre les matériaux qui forment la surface de défaillance et les sols en place.

En l'absence de telles données, un modèle simplifié des forces en jeu permet l'analyse de la résistance des ancres soumises à la traction d'une amarre (Figure 13). Ce modèle postule que la résistance de l'ancrage à l'arrachement dépend uniquement de sa résistance axiale (R_a) et que l'ancrage demeurera en place tant et aussi longtemps que la composante verticale de la traction de l'amarre T_v n'excèdera pas sa résistance axiale. La résistance axiale est obtenue de l'équation suivante :

$$R_a = T_{1v} = \frac{T_1}{e^{\mu\beta}} \qquad (25)$$

et

$$\beta = 1{,}571 - \theta \qquad (26)$$

où :

R_a est la résistance axiale du pieu ou de l'ancre japonaise (kg);
T_{1v} est la composante verticale de la traction d'arrachement (kg);
T_1 est la traction d'arrachement (kg) i.e. la traction soutenue minimale de l'amarre qui provoque l'arrachement du pieu ou de l'ancre japonaise;
μ est le coefficient de friction entre le cordage et les sédiments;
β est l'angle entre la composante verticale de la traction et le cordage à son point d'insertion dans les sédiments (radian); et

θ est l'angle entre l'amarre et le fond (radian).

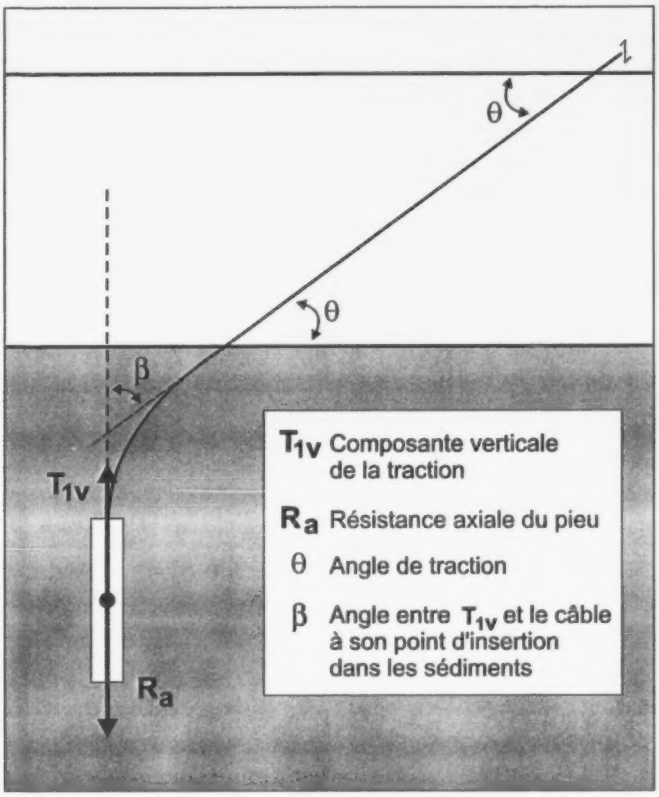


Figure 13. Principales forces en jeu pour les tests de traction des pieux à hélice et ancres japonaises.

Le coefficient de friction des câbles dans les sédiments meubles se situe entre 0,1 et 0,3 (Det Norske Veritas, 2000).

Théoriquement, la résistance axiale devrait être à peu près la même, peu importe l'angle de traction, pour des pieux et ancres japonaises du même type enfoncés verticalement à la même profondeur dans le même type de sédiments. Dans ces conditions, la traction requise pour arracher les pieux devrait augmenter avec la diminution de l'angle de traction.

6.1.3. Coefficient de sécurité

Pour la conception des filières, on doit diviser la résistance de l'ancrage (ou multiplier la tension maximale dans l'amarre) par un coefficient de sécurité (CS) afin de tenir compte de l'incertitude quant à la résistance de l'ancrage et à la tension maximale à laquelle il doit résister. Le CS à appliquer dépend de la précision des données sur le courant, la houle et les sédiments et la méthode d'évaluation de la tension maximale

dans l'amarre et de la résistance de l'ancrage. Le CS doit être égal à au moins 2,0 (Priour, 1995; Turner, 2000). Cette valeur est similaire à celle recommandée pour l'ancrage des structures offshore (Det Norske Veritas, 2000; Eltaher *et al.*, 2003).

6.2. RÉSULTATS DES TESTS DE TRACTION

6.2.1. Corps-mort

Les essais réalisés par Bergeron (2008a) ont été effectués sur des corps-morts qui reposaient à 14 m (havre de Gaspé) et 18-23 m (baie de Cascapédia) de profondeur. Bien qu'aucun échantillon de sédiments n'ait été prélevé à des fins d'analyses granulométriques lors des essais, les sédiments superficiels à chacun de ces sites étaient des vases sableuses. Le niveau d'enfouissement n'a été noté que pour quelques-uns des corps-morts soumis aux essais : le niveau de vase atteignait environ les deux tiers de la hauteur de la paroi des trois blocs examinés en plongée autonome.

À Gaspé, les trois blocs ont été déplacés latéralement par une force de traction inférieure à leur poids immergé (Tableau 19). C'est aussi le cas des blocs n^{os} 4 et 5 à Cascapédia dont l'efficacité de retenue atteint 84 et 76 % respectivement. Les blocs n^{os} 6 et 7 sont restés immobiles même après trois tentatives consécutives durant lesquelles la force de traction a été accrue progressivement jusqu'à environ 2,0 t correspondant à la puissance maximale du moteur du bateau. La traction maximale à laquelle ces deux blocs ont été soumis équivaut à 1,1-1,3 fois leur poids immergé.

Selon le coefficient de résistance au déplacement (C_r) la force de friction statique a été dominante dans le cas des blocs n^{os} 1 à 3 ($C_r < 0,8$) alors que pour les blocs n^{os} 4, 6 et 7 ($C_r > 1,4$), la succion de même que le poids des sédiments devant le bloc auraient davantage contribué à la résistance au déplacement.

Ces résultats illustrent bien le fait que la résistance des corps-morts est très variable et qu'elle peut difficilement être prédite sans des données précises sur les facteurs qui l'affectent tels que la nature exacte des sédiments, la disposition du bloc sur le fond, son niveau d'enfouissement et l'importance de la succion.

Les essais de traction de corps-morts retrouvés dans la littérature sont ceux réalisés pour dimensionner les ancrages de bouées d'amarrage ou de barrières de rétention de limon. Dans le cas de bouées d'amarrage, la résistance des blocs de béton diffère passablement selon la nature du fond (Tableau 20). Leur efficacité n'est que de 75 à 80 % sur un fond rocheux, mais elle atteint 100 % sur un fond de sable et est maximale sur un fond de vase où la traction de déplacement correspond à 1,3 fois le poids immergé du bloc.

Dans le cas de rideaux de rétention de limon, Maeno *et al.* (2002) ont évalué la résistance au déplacement de blocs de béton de 3,2 t (poids immergé) partiellement enfouis dans la vase (50 % limon, 33 % sable, 15 % argile) selon différents angles de traction. L'efficacité de retenue est de l'ordre de 40 % avec un angle de traction de 20°

à 45° et atteint 200 % lorsqu'il est de 90° (traction verticale). La résistance accrue du bloc hissé à la verticale est attribuable à la force de succion.

Tableau 19. Sommaire des essais de traction des corps-morts effectués dans le havre de Gaspé et la baie de Cascapédia.

Site	No du bloc (1)	Poids immergé du bloc (kg) (2)	Essai n°	Angle de traction (degré) (3)	Traction de déplacement (t) (4)	Coefficient de résistance au déplacement (C_r)	Efficacité de retenue (E_r) (%)
Gaspé	1*	1 775	1	23	0,53	0,3	30
	2	1 775	1	37,5	0,83	0,5	47
	3	1 775	1	40	1,12	0,8	63
Casc.	4*	1 775	1	23	1,49	1,4	84
	5*	1 775	1	45	1,35	1,2	76
	6	1 775	1	26	>1,51(5)	>1,2	>85
			2	26	>1,75(5)	>1,6	>100
			3	55	>1,89(5)	>4,8	>110
	7	1 538	1	22	>1,38(5)	>1,3	>90
			2	41	>1,43(5)	>1,8	>93
			3	41	>2,03(5)	>7,7	>132

(1) L'astérisque indique les blocs enfouis dans la vase sur environ le tiers de leur hauteur.
(2) Calculé avec un facteur de conversion air/eau de 1,82.
(3) Angle θ entre le câble de traction et l'horizontale.
(4) Traction ayant entraîné le décollement ou le déplacement du bloc.
(5) Le bloc n'a pas décollé.

Tableau 20. Tests de traction latérale sur des corps-morts en béton utilisés comme ancrage de bouées d'amarrage. Sources : PIRA, 1996; Hubbell/Chance, 2000.

Site	Type de fond	Poids immergé du bloc (kg)(1)	Traction de déplacement (kg)	Efficacité de retenue (%)
Jamestown, Rhode-Island	plate-forme rocheuse	493	363	74
	plate-forme rocheuse	2 x 995	1 590	80
Vineyard Haven, Massachusetts	sable	1 490	1 450	97
	vase	745	953	130

(1) Calculé avec un facteur de conversion air/eau de 1,82

6.2.2. Pieu à hélice

Les six pieux à hélices soumis aux essais de traction par Bergeron (2008a) étaient enfouis dans des sédiments de même nature, ont tous séjourné en mer durant 6 ans et 4 mois et ont été utilisés pour ancrer des filières flottantes pendant 2,6 ans (4 pieux) et 4 ans (deux pieux). Comme prévu, la résistance axiale est à peu près la même pour tous les pieux (1,2-1,4 t) et la traction requise pour les arracher augmente avec la diminution de l'angle de traction par rapport à l'horizontale (Tableau 21).

Tableau 21. Angle de traction et résistance axiale des pieux à hélice.

Pieu n°	Angle de traction θ (degré)	Traction d'arrachement T_1 (t)	Résistance axiale R_a (t) (1)
1	40	1,48	1,24
2	38	1,42	1,18
3	35	1,56	1,29
4	22	1,71	1,35
5	15	1,86	1,43
6	5	1,88	1,40

(1) En postulant que $\mu = 0,2$

Ces résultats montrent que la traction requise pour arracher un pieu muni d'une hélice de 0,25 m de diamètre est d'environ 1,3 t lorsque la traction est exercée à la verticale ($\theta = 90°$) et d'environ 1,8 t lorsque la traction est exercée à l'horizontale ($\theta = 0°$). Les risques de défaillance de ce type d'ancrage sont donc beaucoup plus élevés lorsque la filière est relevée hors de l'eau le long du bateau que lorsqu'elle est submergée à 8-10 m de profondeur et soumise à la traînée par les courants.

La littérature sur les tests de traction de pieux à hélice en milieu terrestre est très abondante contrairement à ceux effectués en milieu aquatique. Selon les observations de Narasimha Rao *et al.* (1991) et Ghaly (1995), la résistance des pieux est fonction de la teneur en eau des sols de sorte que les tests réalisés en milieu terrestre ne peuvent être directement utilisés pour prédire la résistance de pieux en milieu marin. La résistance des pieux testés dans le havre de Gaspé était nettement plus faible que celle des pieux similaires testés en milieu terrestre (au moins 4,5 t pour une hélice de même diamètre; Hubbell/Chance, 1998). Ce résultat peut s'expliquer par le fait que la cohésion des sédiments dans le cône de défaillance est beaucoup moins grande pour les sédiments marins que pour les sols terrestres.

6.2.3. Ancre japonaise

Bergeron (2008a) a réalisé des essais de traction dans le havre de Gaspé sur une ancre japonaise installée par un mariculteur 12 jours plus tôt. Comme la profondeur à laquelle cette ancre a été enfouie n'a pas été mesurée, on suppose qu'elle est la même que les autres ancres installées par ce mariculteur, soit à 4,2-4,5 m sous la surface des sédiments. La résistance axiale de l'ancre japonaise a été de 750 kg avec

un angle de traction de 30° (Tableau 22). Une ancre japonaise installée en même temps que les deux précédentes fut inspectée en plongée sous-marine. Un cratère d'un mètre de diamètre et de 0,6 m de profondeur était visible au point d'insertion de l'ancre dans les sédiments. Le plongeur pouvait enfoncer facilement son bras dans les sédiments au fond de cette cavité lors de l'inspection.

Tableau 22. Angle de traction et résistance axiale de l'ancre japonaise.

Ancre no	Angle de traction (degré)	Force maximale mesurée (t)	Résistance axiale calculée (t)(1)
1	30	0,926	0,751

(1) En postulant que $\mu = 0,2$

La résistance de l'ancre japonaise (0,75 t) apparaît beaucoup plus faible que ce à quoi l'on aurait pu s'attendre compte tenu que les ancres à trois bras utilisées sur les filières pectinicoles japonaises résistent à une traction oblique (θ = 15-45°) d'au moins 12 t lorsqu'elles sont enfouies à une profondeur de 3 m (Lucien-Brun et Lachaux, 1983). Lors de l'essai effectué à Gaspé, il est probable que le délai de 12 jours entre la pose de l'ancre et l'application de la traction ait été trop court pour permettre aux sédiments remaniés de se consolider et reprendre leur cohésion initiale (Vryhof, 2010).

Plus récemment, Fournier *et al.* (2011) ont réalisé des essais d'installation d'ancres japonaises dans six sites maricoles de la Gaspésie. Les ancres ont pu être enfouies dans trois sites alors que les sédiments étaient trop durs dans les trois autres. À deux des trois sites, les ancres enfouies à une profondeur de 4 m ont résisté à une traction verticale de 0,5 t et une traction oblique (45°) de 1,1 t appliquées dix minutes après l'enfouissement.

7. ÉLASTICITÉ, USURE ET RÉSISTANCE DES CORDAGES

Les principales lignes d'une filière d'élevage sont formées de cordages synthétiques à flottabilité positive et souples reliés à leurs extrémités par des épissures ou des nœuds. Ces cordages servent de points d'attache à un nombre important de bouées et de supports d'élevage sur lesquels agissent les courants et la houle. Ils doivent être suffisamment dimensionnés pour résister aux tensions élevées susceptibles de se produire lors des tempêtes ou lorsque la filière est hissée hors de l'eau pour l'entretien et la récolte. Ils doivent également résister à la friction qui survient à l'emplacement des nœuds ou des épissures et lors du passage répété dans les poulies étoilées.

Le présent chapitre est divisé en trois sections : la première traite de l'élasticité des cordages, la seconde de leur usure et la troisième, de leur résistance à la rupture.

7.1. ÉLASTICITÉ DES CORDAGES

L'allongement d'un cordage synthétique est de deux types : allongement permanent et allongement élastique.

7.1.1. Allongement permanent

L'allongement permanent se produit dès qu'un cordage neuf est mis sous tension et ne se reproduit pas avec l'application de charges successives en autant que la charge maximale d'utilisation ne soit pas dépassée. Il résulte d'une déformation irréversible du cordage. Dans le cas des cordages à trois torons, l'allongement permanent varie selon le type de fibres : il est relativement élevé pour le cordage de nylon (8 %) et relativement faible pour le cordage PP (4 %; Tableau 23).

7.1.2. Allongement élastique

L'allongement élastique d'un cordage est sa capacité de s'étirer plus ou moins sous une traction et de reprendre sa longueur initiale lorsque les forces de traction sont supprimées. Pour la plupart des types de cordage, la relation entre l'allongement élastique et la force de traction est approximativement linéaire. Cette relation est exprimée sous la forme du module d'élasticité :

$$E = \frac{T/A}{(L_i - L_o)/L_o} \qquad (27)$$

où :

E est le module d'élasticité de la corde ($N \cdot m^{-2}$ ou Pa);
A est la section transversale de la corde (m^2);
T est la force de traction (N) appliquée à chaque extrémité (i.e. la tension dans la corde);
L_i est la longueur de la corde étirée (m); et
L_o est la longueur initiale de la corde (m).

Le pourcentage d'allongement d'une corde sous traction est donc obtenu à l'aide de la formule :

$$\text{Pourcentage d'allongement élastique} = \frac{100T}{EA} \qquad (28)$$

L'unité de mesure du module d'élasticité (E) utilisée pour les cordages est le gigapascal (GPa; 10^9 $N \cdot m^{-2}$). Le Tableau 24 présente quelques valeurs du module d'élasticité de différents types de fibres et cordages. Aucune valeur fiable du module d'élasticité des cordages en PP et en Polysteel n'a été trouvée dans la littérature. Compte tenu que l'élasticité du cordage PP est plus élevée (module plus petit) que le PET et moindre (module plus grand) que le nylon (Tableau 24), son module d'élasticité devrait se situer entre 1 et 2 GPa.

Tableau 23. Allongement (%) des différents types de cordage. Sources : US Navy, 1992; Driscoll, 2001.

Type d'allongement	Type de cordage	Cordage en fibres de				
		Nylon (PA)	Polyester (PET)	Polyéthylène (PE)	Polypropylène (PP) (1)	Copolymère (PE-PP)
Allongement permanent irréversible (%)	3 torons	8	6	6	4	nd
Allongement élastique (%) (sous charge d'utilisation)(2)	3 torons	16	6	6	9	nd
	Cordage torsadé et tressé d'un po de diamètre(3)	11-20	3-8	nd	7-16	4-8

(1) Cordage de PP monofilament : ces fibres monofilament sont les plus répandues pour la fabrication des cordages PP à trois torons.
(2) Cette forme d'élasticité est souvent désignée «working stretch» en anglais.
(3) L'étendue des valeurs d'élasticité pour chaque matériau est liée au fait que plusieurs constructions de cordage ont été considérées.
nd non disponible.

L'allongement élastique du cordage en PP à trois torons est de 9 % lorsqu'il est soumis à une charge d'utilisation (Tableau 23). Les données sur l'élasticité du cordage à base de copolymères PE-PP trouvées dans la littérature concernent uniquement le cordage de 25,4 mm (1 po) de diamètre et cumulent les principales formes de construction disponibles sur le marché (cordage torsadé et tressé à 3, 8 ou 12 torons; Tableau 23). L'allongement élastique des cordages PE-PP de cette taille (4-8 %) est inférieur à celui du cordage PP et semblable à celui du cordage PET.

Il y a lieu de préciser qu'un cordage a généralement un module d'élasticité deux fois plus petit (i.e. une élasticité deux fois plus grande) que celui des matériaux qui le composent (Tableau 24). Cette différence est attribuable à la structure du cordage (torsion des filins dans les torons et torsion des torons autour de l'axe de la corde).

Tableau 24. Module d'élasticité des cordes en nylon et en polyester et des fibres de différents polymères. Source : Flory *et al.* 1992.

Type de corde[1]	Module d'élasticité (GPa)
Nylon	
• tressé à douze torons	0,82
• tressé à huit torons	0,87
Polyester	
• tressé à douze torons	2,1
• tressé à huit torons	1,6
• tressé à sept torons	4,0
Fibres de polymère	
Nylon	2–4
Polyester	1–5
Polypropylène	1,2–1,5
Polyéthylène	0,2–0,7

(1) Corde de 50 à 100 mm (2 à 4 po) de diamètre.

Comme le comportement des fibres et de la structure d'un cordage changent considérablement avec l'usage, un cordage usagé s'étire moins qu'un cordage neuf. Sur la base de tests de laboratoire, on considère généralement qu'un cordage usagé s'étire deux fois moins qu'à l'état neuf. Les valeurs du module d'élasticité du Tableau 24 ne valent ainsi que pour des cordages neufs.

7.2. USURE

7.2.1. Considérations théoriques

7.2.1.1. Résistance à la chaleur

Le PP est plus sensible aux hautes températures que le PET et le PA : sa température critique est de 120 °C de sorte qu'il n'est pas recommandé de l'utiliser lorsqu'il risque de chauffer sous l'effet d'une friction élevée comme sur le tambour d'un treuil.

7.2.1.2. Résistance à l'humidité

La quantité d'eau retenue par les fibres PP et PE-PP après immersion est négligeable de sorte que leur résistance à sec et à l'humidité est la même. Ce n'est pas le cas du nylon qui absorbe 4 % de son poids en eau et peut ainsi perdre jusqu'à 15 % de sa résistance lorsqu'immergé.

7.2.1.3. Résistance aux U.V.

Les cordages de PP et dans une moindre mesure ceux en nylon sont affectés par le rayonnement ultraviolet alors que le cordage en polyester ne l'est pas. Le cordage PP se détériore rapidement lorsqu'exposé aux rayons du soleil : il devient alors fragile, cassant et s'use beaucoup plus rapidement par frottement. S'il n'est pas traité, il peut facilement perdre 40 % de sa résistance après une exposition de trois mois aux rayons du soleil (US Navy, 1999). C'est pourquoi les cordages PP disponibles sur le marché sont pour la plupart traités avec des inhibiteurs de rayons UV pour réduire la dégradation.

Dans le cas des filières submergées à une profondeur voisine de 10 m, la détérioration des cordages PP est moins préoccupante puisque le rayonnement UV à une telle profondeur est généralement 10 fois moins intense qu'à la surface de l'eau dans le Golfe du Saint-Laurent (Browman *et al.*, 2000). Par contre, les filières de captage qui séjournent plusieurs mois dans la couche superficielle sont davantage exposées aux UV que les filières de grossissement et sont donc celles qui risquent le plus d'être affectées.

7.2.1.4. Résistance à l'abrasion

La résistance à l'abrasion est la capacité d'un cordage de résister à l'usure résultant du frottement sur une autre surface (abrasion externe) ou du mouvement relatif des éléments qui le composent (abrasion interne). L'abrasion externe est la forme de détérioration la plus évidente et peut survenir à l'emplacement des nœuds comme par exemple sur l'anneau d'une bouée, sur un ancrage ou encore au point de jonction de la ligne maîtresse et de l'amarre. L'abrasion externe de la ligne maîtresse peut aussi provenir de son déplacement sous tension dans la gorge des poulies étoilées. La présence de fragments de coquilles et de fines particules sur cette ligne après avoir gratté les salissures qui s'y sont accumulées peut accroître son abrasion lors du passage dans les poulies.

L'abrasion interne est beaucoup plus difficile à déceler et peut affecter de façon significative la résistance d'un cordage. La détérioration des fibres et des torons peut être accentuée lorsque de fines particules migrent à l'intérieur du cordage. C'est ce qui peut se produire sur la portion des amarres enfouie dans les sédiments lorsque l'ancrage est une ancre japonaise ou un pieu à hélice.

Il n'existe aucune norme pour quantifier la résistance à l'abrasion des différents types de cordages synthétiques (McKenna *et al.*, 2004). Les fiches techniques publiées par les manufacturiers classent les cordages selon leur résistance à l'abrasion dans l'ordre suivant :

- polypropylène : résistance passable à bonne selon le type et la taille des fibres;
- nylon : bonne résistance s'il est sec et faible résistance s'il est humide;
- copolymère PE-PP : meilleure résistance que le cordage en polypropylène;
- polyester : considéré le cordage le plus résistant.

7.2.2. Niveau d'usure des cordages usagés

Des segments de ligne d'amarrage attachés à des corps-morts et à des pieux à hélice ont été recueillis sur les filières flottantes les plus vieilles (entre 6 et 7,5 ans d'âge) exploitées par les mariculteurs du havre de Gaspé (Bergeron, 2008b). Les segments de ligne examinés sont le nœud d'attache à l'ancrage, les parties inférieures de l'amarre susceptible d'avoir frotté sur le corps-mort ou sur le fond et des parties de l'amarre qui n'ont pas été en contact avec les ancrages ni avec le fond (témoin). Ces segments ont fait l'objet d'une inspection visuelle systématique en laboratoire. Cette inspection visait essentiellement à déceler si les parois externes et internes des segments de cordage étaient usées ou endommagées. Les critères d'inspection ont été établis à partir des types de détérioration les plus couramment observés sur des cordages tel qu'établi par le «Cordage Institute» (CI, 2004) et la US Navy (1999).

Les traces d'abrasion sur les nœuds reliés aux corps-morts couvrent moins de 10 % de leur longueur et moins de 5 % des filaments examinés étaient endommagés. Les segments susceptibles d'avoir frotté sur le corps-mort ont l'apparence de cordage neuf, ne portent aucun signe d'abrasion important et leur état est similaire à celui des segments témoins. Aucun dommage n'a été observé sur les parois internes de ces segments. De fines particules sont présentes à l'intérieur du cordage mais ne couvrent en moyenne que 7 % de l'aire des parcelles examinées et ne sont présentes qu'à la marge de la paroi interne.

Dans le cas des amarres nouées aux pieux à hélice, les marques d'abrasion couvrent entre 33 et 66 % de la longueur des nœuds. La fréquence de filaments endommagés varie de 2 à 8 %. Dans le cas des segments prélevés à l'interface eau/sédiments, les marques d'abrasion sur les parois externes couvrent moins de 6 % de leur longueur et moins de 1 % des filaments examinés étaient endommagés. La paroi interne de ces segments est intacte et ne porte aucun filament endommagé. Les particules sont présentent uniquement à la marge de la face interne des torons et en faible abondance.

Ces résultats montrent qu'après 6-7 ans d'utilisation, les amarres des filières du havre de Gaspé sont en très bon état. Les segments enfouis dans les sédiments ne contiennent pas ou très peu de matière particulaire et ne semblent pas affectés par l'abrasion interne. L'abrasion externe est plus élevée à l'extrémité des amarres nouée aux pieux à hélice bien qu'elle n'apparaît pas assez importante pour réduire de façon significative leur résistance à la rupture.

7.3. RÉSISTANCE À LA RUPTURE

7.3.1. Considérations théoriques

7.3.1.1. Charge de rupture

La charge de rupture d'un cordage est la force requise pour provoquer sa rupture lors d'un essai de traction statique en laboratoire. Elle dépend nécessairement de sa taille mais aussi de la nature des fibres qui le composent et de la méthode avec laquelle elles ont été torsadées ou tressées. La charge de rupture apparaissant sur les fiches techniques des cordages correspond à la moyenne des essais réalisés par les manufacturiers sur du cordage neuf selon les spécifications du Cordage Institute (CI, 2002).

7.3.1.2. Charge de rupture minimale

La charge de rupture minimale (CRM) («minimum breaking strength») est calculée par le «Cordage Institute» (CI) à partir des données de charge de rupture fournies par les manufacturiers et correspond à deux écarts-types sous la moyenne (Driscoll, 2001) soit environ 15 % sous la moyenne.

7.3.1.3. Charge maximale d'utilisation

La charge maximale d'utilisation (CMU) («safe working load») est la force maximale à laquelle un cordage devrait être soumis dans des conditions normales et sécuritaires d'utilisation. Elle est calculée en divisant la CRM par un facteur de sécurité (FS). Ce facteur doit être établi par l'usager puisqu'il est le seul à pouvoir évaluer de façon précise l'usage qu'il fera du cordage et les conditions ambiantes auxquelles il sera soumis. Selon la norme CI 1401, le FS varie de 5 à 12 pour un cordage synthétique utilisé dans des conditions normales et soumis à une charge dynamique modérée. Un FS peu élevé (5-6) est approprié lorsque les conditions d'utilisation d'un cordage et les charges auxquelles il sera soumis sont bien connues. Plus les conditions sont rigoureuses (abrasion, secousse, tension soutenue, etc.), plus le facteur doit être élevé. Le CI identifie un certain nombre de circonstances pour lesquelles un FS plus élevé que la valeur minimale recommandée (FS = 5) doit être envisagé dont les suivantes applicables aux amarres des filières maricoles :

- l'inspection des cordages est peu fréquente voire même impossible;
- les cordages sont maintenus sous tension pendant de longues périodes de temps;
- un nœud est utilisé pour relier l'amarre à l'ancrage; et
- le cordage est susceptible d'être soumis à des secousses (c'est le cas lorsque la filière est hissée sur le bateau qui lui est soumis à l'action du vent et des vagues).

Pour ces raisons, un FS de 10 est recommandé pour le calcul de la CMU des amarres.

Un cordage est surchargé lorsque la force appliquée dépasse 50 % de sa résistance à la rupture à l'état neuf ou le double de la CMU (CI, 2004; McKenna *et al.*, 2004).

Il est important de préciser que la résistance à la rupture est affectée par le type de liaisons utilisées pour fixer un cordage ou pour le joindre à un autre. La présence d'un nœud réduit la résistance à la rupture de 50 à 80 % (selon le type de nœud et de corde) en raison du faible rayon de courbure et des forces de cisaillement générées. Dans le cas d'une épissure à œil, la perte de résistance est généralement inférieure à 5-10 % de sorte que ce type de terminaisons est à privilégier pour fixer les cordages. Les manufacturiers recommandent d'établir la CMU d'un cordage en fonction de la réduction de sa résistance attribuable au type de terminaisons.

7.3.2. Charge de rupture et charge maximale d'utilisation des cordages neufs

Le Tableau 25 présente la charge de rupture des cordages en PP et en Polysteel pour les tailles les plus fréquemment utilisées sur les filières conchylicoles au Québec. Dans l'ensemble, le Polysteel est 1,6 fois plus fort que le cordage PP de même diamètre.

La charge maximale à laquelle devrait être soumis un cordage Polysteel de 18 mm (¾ po) utilisé comme ligne d'amarrage devrait être de 523 kg sur la base d'un FS égal à 10.

Tableau 25. Charge de rupture du cordage à trois torons en PP et Polysteel utilisé sur les filières maricoles. Source : Polysteel, 2005.

Diamètre		Polypropylène		Polysteel®	
po	mm	livre	kg	livre	kg
1/4	6	1 011	453,5	1 650	748
3/8	10	2 248	1 008	3 700	1 659
7/16	11	3 160	1 435	4 400	1 997
1/2	12	3 372	1 512	5 100	2 312
9/16	14	4 496	2 016	8 360	2 883
5/8	16	5 395	2 419	10 640	4 823
3/4	18	7 982	3 579	13 570	6 151
7/8	22	10 116	4 593	18 780	8 526
1	25	12 589	5 644	21 730	9 850

7.3.3. Charge de rupture des cordages usagés

La charge de rupture de cordages usagés provenant du havre de Gaspé a été déterminée en laboratoire. Ces cordages sont des amarres et des lignes de soutien des boudins de moules. Les segments prélevés pour ces tests sont ceux qui n'ont jamais été en contact avec les ancrages ou avec le fond marin. Les résultats rapportés ici

concernent uniquement les cordages dont des segments neufs du même type et diamètre que les usagés ont pu être testés.

La charge de rupture moyenne du cordage Aqualine de 19 mm (¾ po) qui a séjourné en mer pendant 6,75 années est de 4 372 kg comparativement à 4 662 kg pour un segment neuf de même diamètre. La perte de résistance de cette amarre est donc de l'ordre de 5 %. Si l'on postule que la diminution de résistance est de l'ordre de 1 % par année et que ce taux demeure constant, ce cordage perdra 20 % de sa résistance à l'état neuf après vingt ans d'utilisation.

Le FR usagé de ½ po de diamètre a cédé sous une traction moyenne de 334 kg. Les résultats sont très variables avec une valeur maximale (502 kg) qui correspond à 4,3 fois le minimum (117 kg). Cette variabilité est probablement liée au mode de fabrication du FR : la périphérie du cordage est coupée à la machine sur quatre faces et la proportion de fibres coupées n'est probablement pas uniforme le long du cordage. La charge de rupture du segment neuf non utilisé atteint 1 023 kg soit le double du segment usagé le plus résistant. La perte de résistance du FR usagé est en moyenne de 67 %. Comme le nombre d'années d'utilisation des segments testés n'est pas connu, il est difficile d'évaluer le nombre de fois que le FR peut être réutilisé comme corde de soutien du boudin en continu.

8. RÉSISTANCE DES ALGUES MARINES CULTIVÉES

La résistance des crampons et des stipes d'algues marines cultivées sur des filières face aux forces générées par les courants et la houle est primordiale pour assurer un rendement adéquat des entreprises. La force requise pour arracher le crampon et briser le stipe des laminariales a été l'objet de nombreuses études mais la seule qui est directement applicable à des laminariales attachées à la ligne maîtresse d'une filière est celle de Buck et Buchholz (2005) pour *S. latissima*. Les résultats de cette étude se résument comme suit :

- la force requise pour arracher le crampon est au moins cinq fois plus élevée pour les plantes cultivées en milieu exposé que pour celles cultivées en milieu abrité;
- pour les plantes cultivées en milieu exposé, la force qui arrache le crampon est habituellement plus faible que celle qui brise le stipe;
- les forces par unité de surface de la fronde requises pour l'arrachement du crampon ou le bris du stipe diminuent avec l'augmentation de la longueur de la fronde; et
- les forces requises pour l'arrachement du crampon ou le bris du stipe sont plus élevées et moins variables pour les frondes isolées sur la ligne de soutien (attachées directement sur la ligne maîtresse) que pour les frondes provenant des parties denses de la ligne de soutien (crampons attachés les uns par dessus les autres; Tableau 26).

Tableau 26. Force requise pour arracher le crampon et briser le stipe de *S. latissima* de 0,75-1,25 m de longueur (surface mouillée : 750-1850 cm^2) cultivé en milieu exposé. Source : Buck et Buchholz, 2005.

Mode d'attachement sur la ligne de soutien	Force moyenne requise par unité de surface mouillée de la fronde ($N \cdot cm^{-2}$)	
	Arrachement du crampon	Bris du stipe
Individuel	0,08	0,59
Dense	0,06	0,05

Sur la base de ces résultats, Buck et Buchholz (2005) ont évalué que les forces générées par le courant et la houle dans un site exposé de la mer du Nord n'étaient pas assez élevées pour arracher les crampons ou briser le stipe de *S. latissima*. Ce site est caractérisé par des courants de marée atteignant 1,5 $m \cdot s^{-1}$, une hauteur significative des vagues de 1,5 m et une hauteur maximale des vagues excédant 6 m.

Par ailleurs, l'arrachement et le bris d'une forte proportion des plants de *S. longicruris* sur les filières du Québec en été et en automne ont été attribués au recouvrement des plants par le bryozoaire encroûtant *M. membranacea (*Gendron et Tamigneaux, 2008). L'effet du bryozoaire pourrait être double : une augmentation de la force de traînée exercée par le courant et la houle sur le plant et une diminution de la résistance des tissus du plant.

9. CONCLUSION GÉNÉRALE

Il y a une dizaine d'années, les propriétés mécaniques des composantes des filières maricoles étaient peu connues. Des travaux récents ont permis de combler en partie ces lacunes, notamment dans le cas des filières utilisées au Québec.

Les données disponibles sur les dimensions, le poids et la flottabilité de la plupart des composantes des filières avec et sans salissures sont adéquates. La quantité de salissures qui s'accumulent sur les amarres, les parties inaccessibles de la ligne maîtresse et les bouées tendeur est importante et doit être comptabilisée dans le calcul de la flottabilité de réserve des filières submergées.

Il y a d'importantes lacunes en ce qui concerne le poids des cages en filet et des paniers conchylicoles superposés. Puisque les salissures se fixent en abondance sur ce type de structure, des mesures additionnelles du poids immergé avec salissures seront requises pour permettre une gestion adéquate de la flottabilité de filières pectinicoles. Le phénomène est d'autant plus difficile à évaluer que les variations temporelles et spatiales (d'un site à l'autre et au sein même d'une ferme d'élevage) de l'abondance des salissures sont importantes.

Les tests de traînée réalisés dans le havre de Gaspé et une revue de la littérature ont fourni des valeurs fiables des coefficients hydrodynamiques pour les cordages, les bouées, les boudins de moules matures, les collecteurs de pétoncle en

début d'élevage et les algues marines cultivées. Par contre, les données disponibles sont insuffisantes pour les collecteurs de pétoncle matures et plusieurs types de cages conchylicoles.

Les coefficients hydrodynamiques des composantes des filières sont dans l'ensemble significativement plus élevés que ceux largement publiés pour des corps simples en raison de plusieurs facteurs incluant la présence d'anneaux, de lignes d'attache et de salissures marines sur les composantes, la porosité des composantes ou la vibration des composantes générée par le courant.

Les coefficients de traînée déterminés à partir d'essais en courant continu (sans houle) sont applicables sans ajustement aux composantes des filières en conditions extrêmes (courant et houle combinés). En raison d'un effet de sillage important, le coefficient de traînée pour les boudins de moules et les bouées composites obtenu à partir d'essais sur les composantes isolées doit être ajusté en fonction de la géométrie de la filière et de l'angle d'incidence du courant sur la filière avant d'être utilisé pour estimer les forces sur des filières complètes.

Bien que les corps-morts en béton constituent le type d'ancrage le plus utilisé au Québec, leur résistance au déplacement est très variable et imprévisible. Les pieux à hélice sont plus prévisibles et fiables et devraient être favorisés lorsque la nature des sédiments permet de les installer. Des essais de traction additionnels sont nécessaires pour évaluer la résistance des ancres japonaises. Une meilleure connaissance des propriétés des sédiments aux sites d'élevage permettrait d'accroître la précision des calculs de la résistance des ancrages et d'en développer de plus performants.

La charge de rupture des amarres en polypropylène (PP) utilisées pendant près de sept ans suggère qu'elles ont subi peu d'usure. Des signes d'abrasion n'ont été décelés qu'à l'extrémité des amarres nouées à la tige des pieux à hélice mais cette usure n'apparaît pas assez marquée pour affecter de façon significative la résistance du cordage. Le cordage Polysteel a remplacé le PP sur la majorité des filières. Ce cordage a une charge de rupture et une résistance à l'abrasion plus élevées et une élasticité moindre que le cordage en polypropylène (PP). Des tests de rupture de lignes en Polysteel usagées devraient être effectués afin de documenter leur degré de détérioration avec le temps. Ces tests devraient être effectués avec des segments prélevés sur les filières situées en périphérie des concessions parce que ce sont ces filières qui ont été le plus exposées aux forces générées par le courant et la houle.

Enfin, les propriétés décrites dans le présent rapport ont été utilisées pour simuler des filières submergées soumises à différentes conditions de courant, de houle et de levage en surface (Bergeron *et al.*, 2008).

10. REMERCIEMENTS

Cette publication résulte de travaux réalisés de 2001 à 2008 pour le compte du Regroupement des mariculteurs du Québec et de la Société de développement de l'industrie maricole (SODIM) grâce à des contributions financières du Ministère de l'Agriculture, des Pêcheries et de l'Alimentation du Québec, de la SODIM et de Développement Économique Canada. Nous tenons à remercier Réjean Allard, Michel Fournier, Alain Huet, Stéphane Morissette, Jocelyn Richard et Sylvain Vigneau pour leur collaboration et support lors des travaux d'échantillonnage. Nous remercions finalement MM. Marcel Fréchette et Bruno Myrand pour la révision du manuscrit.

11. RÉFÉRENCES

Aarsnes, J.V., H. Rudi et G. Løland. 1990. Current forces on cages, net deflection. Engineering for offshore fish farming. Institute of civil engineers, October 17-18, 1990. Glasgow. p. 137-152.

Achenbach, E. 1974. The effects of surface roughness and tunnel blockage on the flow past spheres. J. Fluid. Mech. 65: 113-125.

Alridge, T.R., B.S. Piper et J.C.R. Hunt. 1978. The drag coefficient of finite-aspect-ratio perforated circular cylinders. J. Ind. Aerodyn. 3: 251-257.

Ardisson, P.-L., E. Bourget et P. Legendre. 1990. Multivariate approach to study species assemblages at large spatiotemporal scales: the community structure of the epibenthic fauna of the estuary and Gulf of St. Lawrence. Can. J. Fish. Aquat. Sci. 47: 1364-1377.

Bearman, P.W. et E.D. Obasaju. 1982. An experimental study of pressure fluctuations on fixed and oscillating square-section cylinders. J. Fluid Mech. 119: 297-321.

Bell, E.C. et M.W. Denny. 1994. Quantifying «wave exposure»: a simple device for recording maximum velocity and results of its use at several field sites. J. Exp. Mar. Biol. Ecol. 181: 9-29.

Bergeron, P. 2008a. Évaluation de la résistance de trois types d'ancrage des filières flottantes. Rapport de Biorex inc présenté à la Société de développement de l'industrie maricole (SODIM). ii + 38 p. Disponible en ligne à http://www.sodim.org/pdf/Moules/710,78_Ancrages_juin2008.pdf

Bergeron, P. 2008b. Résistance et niveau d'usure des cordages de polypropylène utilisés sur les filières mytilicoles. Rapport de Biorex inc. à la Société de développement de l'industrie maricole (SODIM). iii + 80 p. Disponible en ligne à http://www.sodim.org/pdf/moules/710,78_Cordage.pdf.

Bergeron, P. et M. Gagnon. 2008. Caractérisation des filières maricoles en Gaspésie et aux Iles-de-la-Madeleine. Rapport de Biorex inc. à la Société de développement de l'industrie maricole (SODIM). v + 66 p. Disponible en ligne à http://www.sodim.org/pdf/Moules/710,78_Caractérisation_juin_2008.pdf.

Bergeron, P., M. Gagnon, W. Raman-Nair et G. Janes. 2008. Modélisation hydrodynamique des filières maricoles du Québec : description du logiciel et simulation des filières. Rapport de Biorex inc. à la Société de développement de l'industrie maricole (SODIM). vi + 194 p.

Berstad, A.J., H. Tronstad et A. Ytterland. 2004. Design rules for marine fish farms in Norway. Calculation of the structural response of such flexible structures to verify structural integrity. ASME 23rd Int. Conf. Offshore Mechanics and Arctic Engineering, (OMAE 2004). Volume 3: 867-874.

Bhatt, N. et B. Stappenbelt. 2006. The influence of cylinder aspect ratio on vortex-induced vibrations. University Western Australia, School Mechanical Engineering. 4 p.

Boller, M.L. et E. Carrington. 2006. The hydrodynamic effects of shape and size change during reconfiguration of a flexible macroalga. J. Exp. Biol. 209: 1894-1903.

Boller, M.L. et E. Carrington. 2007. Interspecific comparison of hydrodynamic performance and structural properties among intertidal macroalgae. J. Exp. Biol. 210: 1874-1884.

Bourgeois, M. et S. Vigneau. 2009. Culti-Mer inc.— a brand new experimental scallop production company. Bull. Aquacul. Assoc. Canada 107: 21-23.

Bourque, F. et B. Myrand. 2005. Impact de la fixation secondaire de naissain de moules (*Mytilus edulis*) sur le rendement de boudins commerciaux. p. 55, *DANS :* Bilan des réalisations 2002-2004, Direction de l'innovation et des technologies, MAPAQ.

Bourque, F. et B. Myrand. 2006. Étude descriptive du dégrappage en milieu lagunaire aux Îles-de-la-Madeleine. MAPAQ, DIT, Rapport de R-D n° 152. 9 p.

Brake, J. et G.J. Parsons. 1998. Flow rate reduction in scallop grow-out trays. Bull. Aquacul. Assoc. Canada 98-2: 62-64.

Browman, H.I., C. A. Rodriguez, F. Béland *et al.* 2000. Impact of ultraviolet radiation on marine crustacean zooplankton and ichtyoplankton: a synthesis of results from the estuary and Gulf of St. Lawrence, Canada. Mar. Ecol. Prog. Ser. 199: 293-311.

Brulotte, S., M. Bourgeois, M. Giguère, D. Hébert, J. Coté, S. Dubé et G. Cliche. 2008. Évaluation de structures et de scénarios d'élevage en suspension du pétoncle géant (*Placopecten magellanicus*) aux Îles-de-la-Madeleine, Québec. Rapp. tech. can. sci. halieut. aquat. 2808: xii + 94 p.

Buck, B.H. et C.M. Buchholz. 2005. Response of offshore cultivated *Laminaria saccharina* to hydrodynamic forcing in the North Sea. Aquaculture 250: 674-691.

Buck, B. H., A. Berg-Pollack, J. Assheuer, O. Zielinski et D. Kassen. 2006. Technical realization of extensive aquaculture constructions in offshore wind farms: consideration of the mechanical loads. p. 1-7, *DANS*: Proceedings of the 25th Int. Conf. on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. OMAE 2006, Hambourg, Germany.

Budiman, J., S. Fuwa et K. Ebata. 2004. Fundamental studies on the hydrodynamic resistance of small pot traps. Fish. Sci. 70: 952-959.

Cordage Institute (CI). 2002. Test methods for fiber rope. Cordage Institute International Standard CI-1500. 17 p.

Cordage Institute (CI). 2004. Fiber rope inspection and retirement criteria. Cordage Institute International guideline CI-2001-04. Guidelines to enhance durability and the safer use of ropes. 20 p.

Det Norske Veritas (DNV). 2000. Design and installation of fluke anchors in clay. Recommended practice. RP-E301. 28 p.

Det Norske Veritas (DNV). 2009. Offshore recommended practice DNV-RP-C205: environmental conditions and environmental loads. April 2007 Amended. 123 p.

Driscoll, A. H. 2001. Useful information. Chapter 12. *DANS* : J. F. Bash (ed.). Handbook of oceanographic winch, wire and cable technology. National Science Foundation and Office of Naval Research, Department of the Navy. 3rd edition.

Eltaher, A., Y. Rajapaksa et K.-T. Chang. 2003. Industry trends for design of anchoring systems for deepwater offshore structures. Offshore Technology Conference, Houston, Texas. OTC 15265: 10 p.

Engineering Sciences Data Unit (Engineering SDU). 1979. Mean fluid forces and moments on cylindrical structures: polygonal sections with rounded corners including elliptical shapes. Data Item 79026.

Engineering Sciences Data Unit (Engineering SDU). 1998. Cylinder groups: Mean forces on pairs of long circular cylinders. Data Item 84015.

Ferro, R.S.T. 1990. Force coefficients for stranded and smooth cables. Scottish Fish. Res. Rep. No 47. 9 p.

Ferro, R.S.T. 1992. Selected review of hydrodynamic force coefficient data on stranded wires used in fishing gear. Scottish Fish. Res. Rep. No. 52: 20 p.

Flory, J.F., H.A. McKenna et M.R. Parsey. 1992. Fiber ropes for ocean engineering in the 21st century. p. 934-947, *DANS*: R.T. Hudspeth (ed.). Proc. Int. Conf. Civil Engineering in the Oceans V (CEOV), College Station, Texas, November 2-5, 1992. American Society of Civil Engineers.

Fournier, D., C. Forest, J. Dufresne et F. Bourque. 2011. Amélioration du système d'ancrage enfoui. Présentation à l'atelier de transfert en mariculture. Gîte du Mont Albert, Mars 2011.

Fredheim, A. et E. Lien. 2001. General analysis of long-line constructions used for cultivation of blue mussels (*Mytilus edulis*). SINTEF Fish. Aquacul. 16 p.

Fredriksson, D.W., C.N. Steppe, L. Wallendorf, S. Sweeney et D. Kriebel. 2010. Biological and hydrodynamic design considerations for vertically oriented oyster grow out structures. Aquacult. Eng. 42: 57-69.

Frenette, B. 2009. Innovative approach enabled Pecten UPM/MFU Inc. to transfer Japanese scallop culture technology to New Brunswick. Bull. Aquacul. Assoc. Canada 107: 13-14.

Fu, E., O. Sato, K. Nashimoto et K. Yamamoto. 1989. Fluid force on simplified models of aquaculture net cage. Nippon Suisan Gakkashi 55: 1211-1216.

Gagnon, M. et P. Bergeron. 2008. Caractéristiques hydrodynamiques de certaines composantes des filières maricoles utilisées au Québec. Rapport de Biorex inc. à la Société de développement de l'industrie maricole (SODIM). iii + 33 p. Disponible en ligne à http://www.sodim.org/pdf/Moules/710,78_Hydrodynamique_juin_2008.pdf

Gansel, L.C., T.A. McClimans et D. Myrhaug. 2008. Drag forces on and flow around and through porous cylinders. Coastal Technology Workshop - Coast 2008.

Gaylord, B. 2000. Biological implications of surf-zone flow complexity. Limnol. Oceanogr. 45:174-188.

Gaylord, B., C.A. Blanchette et M.W. Denny. 1994. Mechanical consequences of size in wave-swept algae. Ecol. Monogr. 64: 287-313.

Gendron, L. et É. Tamigneaux. 2008. Expériences de culture de l'algue brune *Saccharina longicruris* en 2007. Essais en bassin et en mer au large de Paspébiac et de Grande-Rivière (Québec). Rapp. tech. can. sci. halieut. aquat. 2820: x + 48 p.

Gendron, L., É. Tamigneaux, C. Leroux et M.-J. Leblanc. 2010. Ajustements du calendrier de culture de la laminaire à long stipe (*Saccharina longicruris*) en Gaspésie (Québec) pour éviter la colonisation des frondes par le bryozoaire *Membranipora membranacea* et augmenter le nombre de récoltes annuelles. Rapp. can. ind. sci. halieut. aquat. 284: vii + 44 p.

Ghaly, A. 1995. Drivability and pullout resistance of helical units in saturated sands. Soils and foundations. 35: 61-66.

Girardot, J.-P. 2001. Mouillages: techniques des mouillages utilisés en océanographie. Université de Bretagne occidentale, Laboratoire de physique des océans, 75 p.

Girault, L., M-L. Larrivée et É. Tamigneaux. 2005. Projet expérimental : comparaison de cinq techniques d'élevage de pétoncles géants dans la baie de Gaspé. Rapport final 2001-2004, Centre collégial de transfert de technologie des pêches (CEGEP de la Gaspésie et des Îles). 73 p.

Govardhan, R.N. et C.H.K. Williamson. 2005. Vortex-induced vibrations of a sphere. J. Fluid Mech. 531: 11-47.

Grosenbaugh, M., S. Anderson, R. Trask, J. Gobat, W. Paul, B. Butman et R. Weller. 2002. Design and performance of a horizontal mooring for upper-ocean research. J. Atmos. Oceanic Technol. 19: 1376-1389.

Hagen, L.J. et E.L. Skidmore. 1971. Windbreak drag as influenced by porosity. Transactions of the ASAE 14: 464-465.

Heideman, J.C. 1985. Hydrodynamic forces on dense arrays of cylinders. Offshore Tech. Conf. OTC 5008: 421-424.

Honda, K., H. Myose et T. Sawada. 1982. Comparison experiment between a model and a full scale artificial floating fish reef. Bull. Jap. Soc. Sci. Fish. 48: 927-931.

Horton, K.J., C.M. Ferrer, K.P. Watson et D.C. Charvoz. 1987. Measurements of the hydrodynamic characteristics of stranded cables. Proc. 19th Ann. Offshore Tech. Conf. OTC. 5521: 317-325.

Hubbell/Chance. 1998. CHANCE® encyclopedia of anchoring. Hubbell/Chance, Centralia, MO. Bulletin 04-9401 Rev. A.

Hubbell/Chance. 2000. Hurricane-tested marine embedment anchors. Hubbell/Chance, Centralia, MO. Bulletin 31-9604 Rev. 4/00.

Journée, J.M.J. et W.W. Massie. 2001. Offshore hydromechanics. First Edition. January 2001. Delft University of Technology.

Jusoh, I. et J. Wolfram. 1996. Effects of marine growth and hydrodynamic loading on offshore structures. J. Mekanikal I: 77-96.

Kakimoto, Y., T. Masuoka, A. Nomura et M. Oba. 2005. Fluid flow through a permeable porous obstacle. Trans. Jap. Soc. Mech. Eng. (B). 71: 590-595.

Kawamata, S. 1998. Engineering techniques for enhancement of nearshore rocky habitats for sea urchin and abalone aquaculture. UJNR Aquaculture Tech. Rep. 26: 229-237.

Kawamata, S. 2001. Adaptive mechanical tolerance and dislodgement velocity of the kelp *Laminaria japonica* in wave-induced water motion. Mar. Ecol. Prog. Ser. 211: 89-104.

Kimura, H. 1985. Hydrodynamic resistance of pipes and nets fouled with acorn barnacle (*Balanus* sp.). Bull. Jap. Soc. Sci. Fish. 51: 549-555.

Koehl, M.A.R., W.K. Silk, H. Liang et L. Mahadevan. 2008. How kelp produce blade shapes suited to different flow regimes: A new wrinkle. Integr. Comp. Biol. 48: 834-851.

Kyujin, S., P. Klebert et A. Fredheim. 2009. Numerical investigation of flow through and around a net cage. ASME 28th Int. Conf. Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE 2009). Volume 4: 581-589.

Lader, P.F. et B. Enerhaug. 2005. Experimental investigation of forces and geometry of a net cage in uniform flow. IEEE J. Ocean. Eng. 30: 1-6.

Langan, R. 2004. UNH open ocean aquaculture project. CINEMAR, University of New Hampshire. Conference at the Marine Fisheries Advisory Committee, August 2004, Juneau, Alaska.

Langan, R. et C.F. Horton. 2003. Design, operation and economics of submerged longline mussel culture in the open ocean. Bull. Aquacul. Assoc. Canada 103-3: 11-20.

Langhamer, O. D. Wilhelmsson et J. Engström. 2009. Artificial reefs effect and fouling impacts on offshore wave power foundations and buoys – a pilot study. Estuarine Coastal Shelf Sci. 82: 426-432.

Leblanc, M.-J., L. Girault, É. Tamigneaux et M.-L. Larrivée. 2007. Développement et essai d'un nouveau système d'élevage du pétoncle géant en baie de Gaspé. Centre collégial de transfert de technologie des pêches (CCTTP). 24 p

Leblanc, M.-J., É. Tamigneaux et D. Bourdages. 2009. Projet d'optimisation des équipements de récolte de moules en mer (pompe Venturi). Rapport présenté par Halieutec à la SODIM. Dossier no 710.65. 47 p.

Li, Y., K. Yamamoto, T. Hiraishi et K. Nashimoto. 2003. Stability of fish traps for catching arabesque greenling used in Matsumae, Hokkaido. Fish. Eng. 39: 219-225.

Lien, E. et A. Fredheim. 2003. Development of a longtube mussel systems for cultivation of mussels (*Mytilus edulis*). Proceedings of OOA IV, Open Ocean Aquaculture IV, June 17-20, 2001. St. Andrews, New Brunswick, Canada. p. 137-141.

Lim, S.C., N. de Voogd et K.-S. Tan. 2009. Fouling sponges (Porifera) on navigational buoys from Singapore waters. The Raffles Bulletin of Zoology 22: 41-58.

Løland, G. 1993. Current forces on and water flow through and around floating fish farms. Aquacult. Int. 1: 72-89.

Loth, E. 2008. Drag on non-spherical solid particles of regular and irregular shape. Power Technology 182: 342-353.

Lucien-Brun, H. et A. Lachaux. 1983. Évolution de la pecteniculture au Japon. La Pêche Maritime, Juillet 1983, p. 388-396.

MacLennan, D.N. 1979. Hydrodynamic characteristics of trawl warps. Scottish Fish. Res. Rep. 16: 10 p.

Maeno, Y., M. Ishikawa, Y. Tobita et Y. Kumagai. 2002. Field measurements of the pullout capacity of mooring anchors. p. 723-730, *DANS* : Proc. 12th (2002) Int. Offshore and Polar Engineering Conf. Kitakyushu, Japan, May 26-31, 2002.

MarBioShell. 2010. Development of sustained off-shore shellfish mariculture in Denmark. Disponible en ligne à http://www.marbio.sdu.dk/index.php?page=project-description

McKenna, H.A., J.W.S. Hearle et N. O'Hear. 2004. Handbook of fiber rope technology. Woodhead Publishing Ltd. 416 p.

Merino, G.E., J. Cortés-Monroy, A. Abarca et J. Barraza. 2001. Diseño y operación de sistemas de cultivo. p. 375-404, *DANS* : A. N. Maeda-Martinez (ed.). Los molluscos pectinidos de Iberoamérica: cienca y acuicultura. Editorial Limusa, Mexico. 501 p.

Mille, D. et P. Blachier. 2009. Mutations conchylicoles — État des lieux et perspectives de développement des productions en eau profonde à l'automne 2008. Observatoire des pêches et des cultures marines du golfe de Gascogne. Aglia. 88 p.

Miller, L.P. et B. Gaylord. 2007. Barriers to flow: the effects of experimental cage structures on water velocities in high-energy subtidal and intertidal environments. J. Exp. Mar. Biol. Ecol. 344: 215-228.

Muir, J. (ed.) et B. Basurco (ed.). 2000. Mediterranean offshore mariculture. CIHEAM-IAMZ. Options méditerranéennes : Série B. Études et Recherches, n° 30: 215 p.

Myrand, B. et J. Richard. 1987. La moule bleue. Conseil des productions animales du Québec. Agdex 485. 107 p.

Narasimha Rao, S., Y.V.S.N. Prasad et M.D. Shetty. 1991. The behaviour of model screw piles in cohesive soils. Soils and foundations 31: 35-50.

Osgood, D.B. 2000. Oscillating flow about perforated cylinders. M.Sc. Thesis. Naval Postgraduate School, Monterey, California. 38 p.

Padi International Resort Association (PIRA). 1996. Mooring buoy planning guide. PIRA and Project AWARE Foundation. Product n° 19300 (12/96). Disponible en ligne à http://www.projectaware.org/assets/library/135_mooringbuoyguide.pdf.

Paul, W. et M. Grosenbaugh. 2000. Submerged coastal offshore mussel aquaculture system (SCOMAS): a multidisciplinary approach. MIT Sea Grant Coll. Prog., Tech. Rep. MIT-T-00-001 C2: 11 p.

Plaza Lopez, H. 2009. Herramientas de ingenieria para un diseno seguro, confiable y rentable en el cultivo de concha de abanico. Aquavision, juin 2009: 24-25.

Plew, D. R. 2005. The hydrodynamic effects of long-line mussel farms. Ph. D. Thesis. Department of Civil Engineering, University of Canterbury, Nouvelle-Zélande, 330 p.

Plew, D. R., C. L. Stevens, R. H. Spigel et N. D. Hartstein. 2005. Hydrodynamic implications of large offshore mussel farms. IEEE J. Ocean. Eng. 30: 95-108.

Polysteel Atlantic Ltd. 2005. Polysteel® ropes for aquaculture - Specification sheets. Disponible en ligne à http://www.polysteel.ca/spec_sheets.php.

Priour, D. 1995. Concevoir des structures pour l'élevage de poissons en mer. IFREMER, Direction de l'ingénierie, de la technologie et de l'informatique. Plouzané, France. 119 p.

Raman-Nair, W., B. Colbourne, M. Gagnon et P. Bergeron. 2008. Numerical model of a mussel longline system: coupled dynamics. Ocean Eng. 35(13): 1372-1380.

Reid, R.O. et B.W. Wilson. 1962. Boundary flow along a circular cylinder. National Engineering Science Co, Tech. Rep. 204-4, 22 p.

Relini, G. et M. Montanari. 2001. Macrofouling role of mussels in Italian seas: a short review. p. 17-32, *DANS* : J. L. Lewis (ed). 10th International congress on marine corrosion and fouling, University of Melbourne, Feb. 1999: Additional papers. Defence Science & Technology Organisation, Victoria, Australia.

Relini, G., M. Montanari, P. Moschella et A. Siccardi. 2001. Macrofouling of an oceanographic buoy in the Ligurian sea (Western Mediterranean). p. 33-58, *DANS* : J. L. Lewis (ed). 10th International Congress on marine corrosion and fouling, University of Melbourne, Feb. 1999: Additional papers. Defence Science & Technology Organisation, Victoria, Australia.

Rocker, K. (ed). 1985. Handbook for marine geotechnical engineering. U.S. Naval Civil Engineering Laboratory, Port Hueneme, California. 243 p.

Scarabino, A., J.S. Delnero, M. Camocardi et M. Giannecchini. 2007. Resistencia aerodinamica de telas y mallas de distinta porosidad. Avances en Energias Renovables y Medio Ambiante 11: 01.01-01.05.

Stevens, C., B. Spigel, D. Plew et D. Fredriksson. 2005. A blueprint for better mussel farm design. NZ Aquaculture, Issue 4: 8-9.

Stevens, C., D. Plew, N. Hartstein et D. Fredriksson. 2008. The physics of open-water shellfish aquaculture. Aquacult. Eng. 38: 145-160.

Strohmeier, T., J. Aure, A. Duinker, T. Castberg, A. Svardal et Ø. Strand. 2005. Flow reduction, seston depletion, meat content and distribution of diarrhetic shellfish toxins in a long-line blue mussel (*Mytilus edulis*) farm. J. Shellfish Res. 24: 15-23.

Susbielles, G. et CH. Bratu. 1981. Vagues et ouvrages pétroliers en mer. 1981. Institut français du pétrole. Éditions Technip. Paris. 501 p.

Tamigneaux, É. 2011. Culture et valorisation des algues brunes. Présentation du CÉVAM à l'Atelier de transfert en mariculture. Gîte du Mont-Albert. Mars 2011.

Tatsuno, M., T. Takayama, H. Amamoto et K. Ishi-I. 1990. On the stable posture of a triangular or a square cylinder about its central axis in a uniform flow. Fluid Dyn. Res. 6: 201-207.

Tsukrov, I., O. Eroshkin, D.W. Fredricksson, M.R. Swift and B. Celikkol. 2003. Finite element modeling of net panels using consistent net element. Ocean Eng. 30: 251-270.

Turner, R. 2000. Offshore mariculture : mooring system design. p. 159-172, *DANS* : J. Muir et B. Basurco (eds). Mediterranean offshore mariculture. Zaragoza. CIHEAM-IAMZ. Options méditerranéennes Série B, n° 30.

Ueda, H., E. Maruta et T. Hongo. 1999. A study on drag coefficient of reticulated structures. J. Struct. Constr. Eng. 524: 51-56.

US Navy. 1992. Salvage engineer's handbook, Volume 1 (Salvage Engineering). Publication No S0300-A8-HBK-010. Published by Direction of Commander, Naval Sea Systems Command. 766 p.

US Navy. 1999. Wire and fiber rope and rigging. Chapter 613, *DANS*: Naval Ships' Technical Manual. TMINS Publication No S9086-UU-STM-010-613R3. Published by Direction of Commander, Naval Sea Systems Command. 126 p.

Venugopal, V., K.S. Varyani et P.C. Westlake. 2009. Drag and inertia coefficients for horizontally submerged rectangular cylinders in waves and currents. J. Eng. Marit. Env. 223: 121-136.

Vogel, S. 1981. Life in moving fluids: the physical biology of flow. Princeton University Press, Princeton, NJ. 368 p.

Vryhof. 2010. Anchor manual 2010: the guide to anchoring. Vryhof anchors B V. Capelle a/d Yssel, The Netherlands. 188 p. Disponible en ligne à http://www.vryhof.com/anchor_ manual.pdf

Williamson, C.H.K. et R. Govardhan. 1997. Dynamics and forcing of a tethered sphere in a fluid flow. J. Fluids Struct. 11: 293-305.

Woods Hole Oceanographic Institute (WHOI). 1952. Marine fouling and its prevention. Contribution No. 580 from the Woods Hole Oceanographic Institute. George Banta Publishing. Co., Menasha, WI, 365 p.

Yamagishi, Y., S. Kimura et M. Oki. 2010. Flow characteristics around a square cylinder with changing chamfer dimensions. J. Visualization 13: 61-68.

Yamagishi, Y., S. Kimura, M. Oki et C. Hatayama. 2009. Effect of corner cutoffs on flow characteristics around a square cylinder. Flucome 2009. 10th International conference on fluid control, measurements and visualization. August 17-21, 2009, Moscou, Russie. 10 p.

Yamamoto, K., T. Hiraishi et T. Kojima. 1988. Drag of a net cage encrusted with marine organisms in scallop culture. Nippon Suisan Gakkaishi 54: 1913-1918.

Yamamoto, K., T. Hiraishi et T. Kojima. 1989. Drags of a float and a rope encrusted with marine organisms in scallop culture. Bull. Jap. Soc. Sci. Fish. 55: 1747-1751.

Yoon, D.H. et K.S. Yang. 2007. Flow-induced forces on two nearby spheres. Phys. Fluids 19: 098103: 1-4.

Zdravkovich, M.M. 1981. Review and classification of various aerodynamic and hydrodynamic means for suppressing vortex shedding. J. Wind Eng. Ind. Aerodyn. 7: 145-189.

Zdravkovich, M.M., V.P. Brand, G. Mathew et A. Weston. 1989. Flow past short circular cylinders with two free ends. J. Fluid Mech. 203: 557-575.

Zhan, J.M., X.P. Jia, Y.S. Li, M.G. Sun, G.X. Guo et Y.Z. Hu. 2006. Analytical and experimental investigation of drag on nets of fish cages. Aquacul. Eng. 35: 91-101.

Zhang, J. 2009. Technological development of offshore longline mariculture. Yellow Sea Fisheries Research Institute, Quindao, Chine. 36 p.